

Caractérisation et modélisation du comportement diélectrique
des systèmes d'isolation statorique des grandes machines
tournantes lors d'essais PDT et RT

par

Abdelkader NAIR

THÈSE PRÉSENTÉE À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE
DOCTORAT EN GÉNIE
Ph. D.

MONTREAL, LE 27 FÉVRIER 2017

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC



Abdelkader Nair, 2017



Cette licence Creative Commons signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

PRÉSENTATION DU JURY
CETTE THÈSE A ÉTÉ ÉVALUÉE
PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Éric David, directeur de thèse
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Ammar Kouki, président du jury
Département de génie électrique à l'École de technologie supérieure

M. Martin Viens, membre du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Arezki Merkhoulf Arezki Merkhoulf, examinateur externe
Chercheur à l'IREQ

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 30 JANVIER 2017

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Ce travail s'est déroulé au sein du laboratoire de haute tension de l'école de technologie supérieure (ETS) à Montréal.

Le support financier a été assuré par le directeur de recherche, Monsieur Éric David et par la compagnie d'électricité Hydro-Québec. Les échantillons et quelques équipements ont été fournis grâce à l'aide d'Hydro-Québec et de l'institut de recherche (IREQ).

J'exprime ma profonde gratitude à Monsieur le professeur Éric David, directeur de thèse au département de génie mécanique, pour le choix du sujet et pour avoir dirigé avec beaucoup de dévouement ce travail. Ses qualités scientifiques et techniques m'ont permis de mener à bien cette étude. Qu'il me soit permis de lui exprimer mes plus sincères reconnaissances pour l'assistance qu'il n'a cessé de manifester à mon regard.

Je tiens à remercier également l'ensemble des personnels et des étudiants de l'ETS qui ont partagé avec moi des moments conviviaux et inoubliables, et à ceux qui ont apportés à ce projet une précieuse contribution.

CARACTÉRISATION ET MODÉLISATION DU COMPORTEMENT DIÉLECTRIQUE DES SYSTÈMES D'ISOLATION STATORIQUE DES GRANDES MACHINES TOURNANTES LORS D'ESSAIS PDT ET RT

Abdelkader NAIR

RÉSUMÉ

Pour évaluer l'état du système d'isolation d'un enroulement statorique, des méthodes en courant continu dites non destructives sont couramment employées [18]. Deux méthodes feront l'objet de notre travail, en l'occurrence l'essai de polarisation et de la dépolarisation (*PDT*) et l'essai de montée progressive en tension (*RT*). Ces deux méthodes ont fait l'objet de plusieurs publications et d'une attention particulière au cours de ces deux dernières décennies [40]. Notre travail sera principalement axé sur la mise en œuvre de ces deux méthodes par le biais des mesures de laboratoire sur des barres ou bobines statoriques et des mesures sur le terrain sur l'enroulement statorique au complet. L'application de ces deux méthodes conjointement ou séparément pour la détection de défauts dans le système d'isolation de masse de différents fabricants sera mise en examen. Une instrumentation de mesure, en l'occurrence le prototype *RT/PDT* développé au bénéfice d'Hydro-Québec, est présentée. Ce prototype permet la réalisation des deux essais *RT* et *PDT*. L'analyse de ces mesures passe par une modélisation du courant de charge mesuré pour pouvoir séparer la contribution du courant de fuite du courant total mesuré. La détermination de ce courant de fuite donne une idée sur l'état d'isolation et aide à définir les éventuelles actions d'entretien. Dans ce sens deux modèles seront présentés. Un modèle linéaire tenant en compte seulement la réponse diélectrique de la partie droite de la barre ou de l'enroulement statorique et un deuxième modèle non linéaire tenant en compte de la réponse diélectrique de l'ensemble de la barre statorique incluant la partie développante (partie hors fer). La détermination des paramètres inconnus de la modélisation est réalisée en utilisant un calcul numérique par le biais du logiciel Matlab. Ceci va permettre d'éviter de faire des approximations et contourner les difficultés rencontrées dans les calculs. L'effet non linéaire de la résistance et l'effet Snaking, observés lors d'un essai *RT*, seront analysés aussi.

Mots clés : Essais diélectriques, machine tournante, isolation haute tension, réponse diélectrique.

CHARACTERIZATION AND MODELIZATION OF THE DIELECTRIC RESPONSE OF STATOR WINDING INSULATION SYSTEMS OF ROTATING MACHINES BY USING PDT AND RT TESTS

Abdelkader NAIR

ABSTRACT

Periodic maintenance testing of large generator and motor stator windings is generally conducted to assess the condition of groundwall insulation, identify maintenance needs and operating restrictions, and ultimately to guard against unexpected in-service failures [18]. Thus, non-destructive diagnostic tests are important tools to determine the condition of stator winding insulation. Our main interest will focus on implementation of two DC methods, in this case, the Ramp Test (*RT*) and the Polarization and Depolarization Test (*PDT*). These two methods have been the subject of several publications and special attention in the last decade [40]. In order to evaluate the performance of these two methods, laboratory and site tests were conducted on stator bars and a complete stator winding respectively of different manufacturers. For the measuring system, the *RT/PDT* prototype developed for the benefit of Hydro-Québec, is used and presented. In order to separate the contribution of leakage current from the measured total current, the modelization of the measured current is needed for analysis purpose. Hence, two models of the measured current will be presented. The first model is linear taking into account only the dielectric response of the straight part of the bar or the stator winding. The second model is nonlinear taking into account the dielectric response of the whole bar including the end winding parts. The determination of the unknown parameters of the modelling is performed using a numerical calculation through the Matlab software. This will allow us to avoid making some approximations and circumventing the difficulties encountered in the calculations. The nonlinear resistance and the Snaking effects observed during *RT* tests will also be presented and analyzed.

Keywords: Dielectric response, rotating machine, high voltage dielectric tests, high voltage insulation.

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE	5
1.1 IEEE Std 43-2013 « IEEE Recommended Practice for Testing Insulation Resistance of Rotating Machinery » [6]	5
1.2 IEEE Std 95-2002 « IEEE Recommended Practice for Insulation Testing of AC Electric Machinery (2300V and above) with high Direct Voltage » [7]	8
1.2.1 Essai Échelon de tension à des intervalles de temps uniforme	8
1.2.2 Essai Échelon de tension à des intervalles de temps graduels	9
1.2.3 Essai de montée progressive en haute tension continue (Ramped Voltage Test)	10
1.3 Progress in DC Testing of Generator Stator Windings: Theoretical Considerations and Laboratory Testing [8]	10
1.4 Measurement of Polarization and Depolarization Currents for Modern Epoxy-Mica Bars in different conditions [11]	13
1.5 Dielectric Spectroscopy in Time and Frequency Domain on Insulation System of High Voltage Rotating Machines [5]	15
1.6 Low Frequency Dielectric Response of Epoxy-Mica Insulated Generator bars During Multi-Stress Aging [10]	16
CHAPITRE 2 MONTAGE ET INSTRUMENTS	21
2.1 Arrangement instrumental pour les mesures <i>PDT/RT</i>	22
2.1.1 Arrangement instrumental pour les mesures menées aux laboratoires	22
2.1.2 Arrangement instrumental pour des mesures en centrale	23
2.2 Instrumentation propres aux mesures <i>PDT/RT</i>	25
2.2.1 Source haute tension	25
2.2.2 Électromètre et multimètre	26
2.2.3 Relais haute tension	27
2.2.4 Carte DAQ	29
2.2.5 Bus d'instrumentation GPIB	29
2.2.6 Résistance de mesure	29
2.2.7 Câblage haute tension et résistance série	30
2.2.8 Boîte d'interface	30
2.2.9 Carte de contrôle	31
2.3 Système d'acquisition	34
2.4 Logiciel de contrôle	34
2.4.1 Page de démarrage	35
2.4.2 Page des caractéristiques	37
2.4.3 Page d'affichage de l'essai	40

2.4.3.1	Page d'affichage lors d'un essai RT.....	40
2.4.3.2	Page d'affichage lors d'un essai PDT.....	42
CHAPITRE 3	THÉORIE DES DIÉLECTRIQUES.....	45
3.1	Polarisation diélectrique.....	45
3.1.1	La polarisation électronique.....	46
3.1.2	Polarisation moléculaire (ionique).....	48
3.1.3	Polarisation dipolaire ou d'orientation.....	50
3.2	Condensateur.....	52
3.3	Constante diélectrique (Permittivité relative).....	54
3.4	Variation de la constante diélectrique dans un champ alternatif.....	55
3.5	Effet de la structure sur la constante diélectrique.....	57
3.6	Pertes diélectriques.....	58
3.7	Rupture diélectrique.....	59
3.7.1	Claquage intrinsèque ou électronique.....	60
3.7.2	Claquage thermique.....	61
3.7.3	Claquage électromécanique.....	61
3.7.4	Claquage par arborescence électrique.....	61
3.8	Mesure de la réponse diélectrique.....	62
3.8.1	Mesure dans le domaine du temps.....	66
3.8.1.1	Courant capacitif (I_{cap}).....	69
3.8.1.2	Courant d'absorption (I_{abs}).....	70
3.8.1.3	Courant de conduction direct (I_{dc}).....	70
3.8.2	Mesures dans le domaine des fréquences.....	71
3.8.3	Influence de la température.....	74
CHAPITRE 4	ENROULEMENTS STATORIQUES ET MATÉRIAUX COMPOSITES.....	75
4.1	Les enroulements statoriques des moteurs et des générateurs.....	75
4.1.1	L'isolation des conducteurs (ou des conducteurs secondaires).....	78
4.1.2	L'isolation des spires.....	79
4.1.3	L'isolation de masse.....	79
4.2	Contraintes de vieillissement.....	80
4.2.1	Contrainte thermique.....	80
4.2.2	Contrainte électrique.....	82
4.2.3	Contrainte climatique.....	83
4.2.4	Contrainte mécanique.....	84
4.2.5	Contrainte de charge.....	85
4.3	Revue des matériaux isolants les plus utilisées dans l'industrie.....	85
4.3.1	Isolation de masse.....	85
4.3.2	Mica.....	86
4.3.3	Asphalte.....	88
4.3.4	Polyester.....	89
4.3.5	Époxy.....	91

4.4	Développement récents des systèmes d'isolation des enroulements statoriques.....	91
4.5	Revue des autres méthodes de diagnostic de l'état de dégradation de l'isolation des enroulements statoriques.....	92
4.5.1	Le diagnostic hors service (Off-line Test)	92
4.5.1.1	Diagnostic par des paramètres non électriques [43, 49, 62].....	92
4.5.1.2	Diagnostic basé sur l'historique de fonctionnement [49].....	92
4.5.1.3	Essai à haute tension continue (DC Hipot Test).....	92
4.5.1.4	Essai haute tension à plusieurs échelons (Set Stress Hipot Test).....	93
4.5.1.5	Essai haute tension à courant alternatif (AC High Potential).....	94
4.5.1.6	Essai de montée de capacité (Capacitance Tip-up Test).....	95
4.5.1.7	Essai de facteur de dissipation (Dissipation Factor).....	96
4.5.1.8	Essai de montée du facteur de puissance (Power Factor Tip-up Test).....	98
4.5.1.9	Mesure de décharges partielles [45, 62, 63, 65, 66].....	99
4.5.2	Diagnostic en service (On-line)	101
4.5.2.1	Les mesures de décharges partielles [44, 49, 63, 67-69].....	101
4.5.2.2	Les autres méthodes «on-line» [67].....	101
CHAPITRE 5	MODÉLISATION	103
5.1	Mise en contexte	103
5.2	Principe de modélisation.....	106
5.2.1	Définition	106
5.2.2	Le modèle linéaire.....	106
5.2.3	Les objectifs d'une étude de régression	107
5.3	Position du problème	107
5.4	Calcul des paramètres inconnus de l'équation de régression.....	108
5.5	Modélisation sans tenir compte des développantes ni de la non linéarité	111
5.5.1	Cas d'un essai de montée en tension progressive (<i>RT</i>).....	113
5.5.1.1	Méthode approximative.....	117
5.5.1.2	Méthode d'Hydro-Québec.....	121
5.5.1.3	Méthode exacte.....	121
5.5.2	Cas d'un essai de polarisation et de dépolarisation (<i>PDT</i>)	123
CHAPITRE 6	RÉSULTATS ET DISCUSSIONS	127
6.1	Mise en contexte	129
6.2	Système d'isolation à base d'Asphalte-mica	131
6.2.1	Mesures de laboratoire.....	132
6.2.2	Mesures de terrain.....	136
6.3	Système d'isolation à base d'époxy-mica.....	143
6.3.1	Mesures de laboratoire.....	144
6.3.2	Mesures de terrain.....	155
6.4	Système d'isolation à base du Polyester-mica	165

6.4.1	Mesures de laboratoire.....	165
6.4.2	Mesures de terrain.....	172
CHAPITRE 7	MODÉLISATION EN TENANT COMPTE DE LA RÉPONSE DES DÉVELOPPANTES	181
7.1	Mise en contexte	181
7.2	Propriétés électriques du vernis à base de SiC.....	185
7.3	Origine de la non-linéarité des revêtements anti-effluves à base de SiC.....	186
7.4	Modèles numériques	187
7.4.1	Modèle linéaire non distribué	190
7.4.2	Modèle linéaire distribué	195
7.4.3	Modèle non-linéaire non distribué	203
7.4.4	Modèle non-linéaire distribué	208
7.5	Caractérisation du revêtement anti-effluves des échantillons testés en laboratoire.....	209
7.6	Modélisation du courant total incluant les développantes	213
7.6.1	Conditions aux limites	216
7.7	Analyse des essais <i>PDT</i> et <i>RT</i> incluant les parties hors fer	218
7.7.1	Analyse des mesures sur les barres complètes.....	219
7.7.2	Analyse de la modélisation des trois barres.....	230
CHAPITRE 8	MODÉLISATION DE L'EFFET SNACKING ET DE LA RÉSISTANCE NON-LINÉAIRE	235
8.1	L'effet Snacking.....	235
8.2	Décollement (délamination).....	236
8.3	Modélisation du phénomène Snacking.....	237
8.3.1	Lorsque $t < t_i$	240
8.3.2	Lorsque $t > t_i$	241
8.4	Mesures et discussion	242
8.5	Effet non linéaire de la résistance	246
8.6	Modélisation de l'effet non linéaire de la résistance	248
8.7	Mesures et discussion	249
CONCLUSION	261
RECOMMANDATIONS	265
ANNEXE I	Revêtement anti-effluves à base de Silicium de Carbure versus oxyde de fer	265
ANNEXE II	Analyse de l'effet Snacking.....	265
ANNEXE III	Les essais hors service les plus utilisés pour le diagnostic des enroulements statoriques.....	265
ANNEXE IV	La table de la transformée de Laplace	265

BIBLIOGRAPHIE	281
---------------------	-----

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 1-1	Les valeurs minimales recommandées pour la résistance de l'isolation à 40°C [6]7
Tableau 1-2	Les valeurs minimales recommandées pour l'indice de polarisation7
Tableau 6-1	Différents échantillons ayant subis des essais RT et PDT sélectionnés pour cette étude130
Tableau 6-2	Résultats de la modélisation des essais RT et PDT réalisés sur des systèmes d'isolation à base d'asphalte-mica.....138
Tableau 6-3	Résultats de la modélisation des essais RT et PDT réalisés au laboratoire sur des systèmes d'isolation à base d'époxy-mica.....146
Tableau 6-4	Résultats de la modélisation des essais RT et PDT réalisés en centrales sur des systèmes d'isolation à base d'époxy-mica.....157
Tableau 6-5	Résultats de la modélisation des essais RT et PDT réalisés au laboratoire sur des systèmes d'isolation à base de polyester-mica167
Tableau 6-6	Résultats de la modélisation des essais RT et PDT réalisés au laboratoire sur des systèmes d'isolation à base de polyester-mica173
Tableau 7-1	Valeurs des paramètres inconnus de la partie anti-effluves solutionnant l'équation (7.10).....195
Tableau 7-2	Valeurs des paramètres inconnus de la partie anti-effluves solutionnant l'équation (7.28).....202
Tableau 7-3	Valeurs des paramètres inconnus de la partie anti-effluves utilisant le solveur ode45 pour solutionner l'équation (7.37).....208
Tableau 7-4	Présentations des échantillons sélectionnés pour cette étude210
Tableau 7-5	Plages de variation des paramètres de l'équation (7.4) tirées des mesures de laboratoire211
Tableau 7-6	Liste des barres sélectionnées pour l'analyse des essais RT et PDT incluant les parties développantes.....218

XVIII

Tableau 7-7	Résultats de la modélisation en tenant compte des parties développantes.....	227
Tableau 7-8	Résultats de la modélisation des essais PDT et RT réalisés sur les trois barres T1, T2 et T3.....	232
Tableau 7-9	Valeurs des paramètres IEEE (RI et IP) et du paramètre RL obtenues des barres T1 et T2 suite à un essai PDT	233
Tableau 8-1	Valeurs calculées des paramètres inconnus du modèle en présence de l'effet Snacking.....	246
Tableau 8-2	Valeurs numériques calculées après la modélisation de l'essai RT réalisé sur les unités U1, U2 et U3	251
Tableau 8-3	Présentation des barres sélectionnées pour l'étude de l'effet non-linéaire de la résistance	253
Tableau 8-4	Résultats de la modélisation de l'essai RT réalisé sur la barre de réserve B et sur les trois unités U4, U5 et U6	260

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 2-1	Arrangement instrumental lors des essais réalisés au laboratoire.....23
Figure 2-2	Arrangement instrumental lors des essais réalisés en centrale25
Figure 2-3	Exemple d'une source de type utilisé dans le prototype26
Figure 2-4	Électromètre Keithley modèle 6517A et multimètre Keithley modèle 2001.....28
Figure 2-5	Schéma électrique du système de relais.....29
Figure 2-6	Gigavac G61L HV Relay29
Figure 2-7	Boîte d'interface avec les connexions DB25 et 68 pins et les connexions avec la boîte de relais.....32
Figure 2-8	Vue d'ensemble du système PDT/RT32
Figure 2-9	L'ensemble du prototype PDT/RT.....33
Figure 2-10	Carte de contrôle du prototype PDT/RT.....34
Figure 2-11	Système typique d'acquisition de données.....35
Figure 2-12	Logiciel de contrôle: Page d'entrée37
Figure 2-13	Logiciel de contrôle: Page de démarrage.....37
Figure 2-14	Logiciel de contrôle: Page de relais38
Figure 2-15	Fenêtre utilisée pour saisir les caractéristiques du type d'essai39
Figure 2-16	Fenêtre définissant les paramètres de l'essai RT.....40
Figure 2-17	Fenêtre permettant la sauvegarde du fichier correspond à l'essai à réaliser.....40
Figure 2-18	Caractéristiques de l'essai PDT.....41
Figure 2-19	Page d'essai de l'essai Rampe (RT).....43

Figure 2-20	Page d'essai de l'essai PDT	44
Figure 3-1	Un modèle diélectrique classique montrant l'interaction du champ électrique avec un atome [19]	46
Figure 3-2	-a- L'état d'un atome en absence d'un champ électrique –b- Création d'un moment dipolaire sous l'effet d'un champ électrique [19].....	47
Figure 3-3	-a- Structure ionique d'un matériau diélectrique –b- Une paire ionique possédant déjà un M –c- Augmentation de M de la paire ionique suite à un champ E de polarité positive –d- Diminution de M suite à un champ E de polarité négative [19].....	49
Figure 3-4	a- Représentation des charges dans une molécule H ₂ O -b- Un dipôle permanent est toujours représenté par une flèche –c- Arrangement aléatoire des dipôles d'une molécule H ₂ O sous l'effet du mouvement thermique et en absence de E –d- Les dipôles électriques tendent à s'aligner avec le champ E produisant une polarisation d'orientation [19]	51
Figure 3-5	Représentation générale d'un condensateur en présence d'un diélectrique [19].....	52
Figure 3-6	a- Condensateur en absence d'un diélectrique –b- Insertion d'un diélectrique qui développera une polarisation sous l'effet du champ électrique entre les deux plaquettes –c- Développement d'un champ électrique interne opposé à celui entre les deux plaques diminuant ainsi la tension entre les plaquettes [19].....	54
Figure 3-7	a- Condensateur rempli par le vide ayant une capacité C et une permittivité –b- L'insertion d'un diélectrique change la valeur de la capacité du condensateur est devient C ₀ et la permittivité devient propre au diélectrique utilisé [19]	55
Figure 3-8	a- Les quatre mécanismes de la polarisation sont actifs aux basses fréquences -b- Dans la plage fréquentielle entre l'infrarouge et l'ultraviolet seul le mécanisme de la polarisation électronique reste actif -c- Aux très hautes fréquences aucun mécanisme ne participe à la polarisation du diélectrique [19]	56
Figure 3-9	Valeurs de la constante de temps pour certain matériaux [19]	57
Figure 3-10	La perte diélectrique et la constante diélectrique en fonction de la fréquence.....	58
Figure 3-11	Variation de la force du claquage (champ de rupture) en fonction du temps [23]	60

Figure 3-12	Arborescences électriques dans une résine époxyde après 30 minutes à 7, 9, 10, 11, 12.5 et 15 kVeff [24].....	62
Figure 3-13	Une excitation du matériau par trois différentes fonctions Delta d'amplitudes E1, E2 et E3 et de durée Δt . La polarisation totale à l'instant t est, selon le théorème de la superposition, la somme de la polarisation de chaque fonction Delta.....	64
Figure 3-14	Le principe de la déviation de l'intégrale de convolution.....	65
Figure 3-15	Technique de superposition	67
Figure 3-16	Différents types de fonction de réponse diélectrique dans le domaine du temps [19]	68
Figure 3-17	Réponse des trois courants formant le courant total (adapté de [28]).....	71
Figure 4-1	Enroulements statoriques composés de trois phases montées en étoile à deux circuits parallèles par phase [18].....	75
Figure 4-2	-a- Enroulement composé d'une bobine complète –b- Enroulement composé de deux barres.	76
Figure 4-3	Différents éléments formant des barres statoriques installées dans les encoches au niveau du noyau statique de l'alternateur de puissance [33]	77
Figure 4-4	Une barre isolée avec un matériau composite utilisée dans la construction d'une bobine de stator d'un alternateur de puissance [34]....	77
Figure 4-5	Vue en coupe d'une bobine d'un alternateur illustrant ces principaux composants [18]	80
Figure 4-6	Température de fonctionnement dans un régime continu en fonction de la durée de vie de l'isolation [42]	82
Figure 4-7	Coupe de mica de miscuvite : Chaque structure de trois couches est séparée par une couche d'ions de potassium [20].....	87
Figure 4-8	Formation d'une chaîne linéaire de polyester par la réaction de condensation des demi-esters [20]	90
Figure 4-9	Résine de polyester réticulée par le styrène. Le nombre de groupes styrène formant les réticulations est variable [20]	90
Figure 4-10	Structure d'un époxy prépolymère [20].....	91

Figure 4-11	Courbe typique d'un échelon de tension graduel uniforme [18]94
Figure 4-12	Courbe typique d'un échelon de tension graduel non uniforme [18]94
Figure 4-13	Calcul de l'angle de phase pour les mesures du FP ($\cos\theta$) et du DF ($\tan\delta$)97
Figure 4-14	La mesure des impulsions du courant des décharges partielles100
Figure 4-15	Affichage d'oscilloscope des impulsions de décharges partielles en fonction de la tension101
Figure 5-1	Modélisation en supposant un courant d'absorption linéaire (-a- et -b-)105
Figure 5-2	-a- Schéma équivalent d'un enroulement d'isolation statorique dans lequel les mécanismes de polarisation diélectriques sont combinés -b- Schéma simplifié109
Figure 5-3	Approche Circuiterie110
Figure 5-4	La partie droite de la courbe de charge utilisée pour la régression119
Figure 6-1	Modélisation du courant charge d'essai RT -a- Cas d'une isolation en bonne condition -b- Cas d'une isolation dégradée128
Figure 6-2	Résultats de l'essai RT obtenus sur la bobine B1 -a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) -b- Séparations des trois contributions du courant de charge134
Figure 6-3	Résultats de l'essai PDT obtenus sur la bobine B1 a- Résultats de la mesure à cinq niveaux de tension -b- Résultats de la modélisation135
Figure 6-4	Résultats de l'essai RT obtenus sur l'unité M1 -a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) -b- Séparations des trois contributions du courant de charge139
Figure 6-5	Résultats de l'essai RT obtenus sur l'unité M2 -a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) -b- Séparations des trois contributions du courant de charge140
Figure 6-6	Résultats de l'essai PDT obtenus sur l'unité M1 -a- Résultats de la mesure à 2.5kV -b- Résultats de la modélisation141
Figure 6-7	Résultats de l'essai PDT obtenus sur l'unité M2 -a- Résultats de la mesure à 2.5kV -b- Résultats de la modélisation142

Figure 6-8	Résultats de l'essai RT obtenus sur la barre B2 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) –b- Séparations des trois contributions du courant de charge.....	147
Figure 6-9	Résultats de l'essai RT obtenus sur la barre B3 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) –b- Séparations des trois contributions du courant de charge.....	148
Figure 6-10	Résultats de l'essai RT obtenus sur la barre B4 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) –b- Séparations des trois contributions du courant de charge.....	149
Figure 6-11	Résultats de l'essai RT obtenus sur la barre B5 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) –b- Séparations des trois contributions du courant de charge.....	150
Figure 6-12	Résultats de l'essai PDT obtenus sur la barre B2 -a- Résultats de la mesure à 5kV –b- Résultats de la modélisation	151
Figure 6-13	Résultats de l'essai PDT obtenus sur la barre B3 -a- Résultats de la mesure à 1kV –b- Résultats de la modélisation	152
Figure 6-14	Résultats de l'essai PDT obtenus sur la barre B4 -a- Résultats de la mesure à 10kV –b- Résultats de la modélisation	153
Figure 6-15	Résultats de l'essai PDT obtenus sur la barre B5 -a- Résultats de la mesure à 10kV –b- Résultats de la modélisation	154
Figure 6-16	Résultats de l'essai RT obtenus sur l'unité M3 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) –b- Séparations des trois contributions du courant de charge.....	158
Figure 6-17	Résultats de l'essai PDT obtenus l'unité M3 -a- Résultats de la mesure de la mesure à trois niveaux de tension –b- Résultats de la modélisation à 10kV	159
Figure 6-18	Résultats de l'essai RT obtenus sur l'unité M4 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) –b- Séparations des trois contributions du courant de charge.....	160
Figure 6-19	Résultats de l'essai PDT obtenus sur l'unité M4 -a- Résultats de la mesure à 10kV –b- Résultats de la modélisation	161
Figure 6-20	Résultats de l'essai RT obtenus sur l'unité M5 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) –b- Séparations des trois contributions du courant de charge.....	162

Figure 6-21	Résultats de l'essai RT obtenus sur l'unité M6 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) –b- Séparations des trois contributions du courant de charge.....	163
Figure 6-22	Résultats de l'essai PDT obtenus sur les trois phases du même générateur que les unités M5 et M6 –a- Résultats de la mesure à 1kV et 5kV –b- Résultats de la modélisation	164
Figure 6-23	Résultats de l'essai RT obtenus sur la bobine B6 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) –b- Séparations des trois contributions du courant de charge.....	168
Figure 6-24	Résultats de l'essai RT obtenus sur la bobine B7 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) –b- Séparations des trois contributions du courant de charge.....	169
Figure 6-25	Résultats de l'essai PDT obtenus sur la bobine B6 -a- Résultats de la mesure à 5kV –b- Résultats de la modélisation	170
Figure 6-26	Résultats de l'essai PDT obtenus sur la bobine B7 -a- Résultats la mesure à 1kV –b- Résultats de la modélisation	171
Figure 6-27	Résultats de l'essai RT obtenus sur l'unité M7 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) –b- Séparations des trois contributions du courant de charge.....	174
Figure 6-28	Résultats de l'essai RT obtenus sur l'unité M8 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) –b- Séparations des trois contributions du courant de charge.....	175
Figure 6-29	Résultats de l'essai RT obtenus sur l'unité M9 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) –b- Séparations des trois contributions du courant de charge.....	176
Figure 6-30	Résultats de l'essai PDT obtenus sur l'unité M7 -a- Résultats de la mesure à 2.5kV et 5kV –b- Résultats de la modélisation	177
Figure 6-31	Résultats de l'essai PDT obtenus sur l'unité M8 -a- Résultats de la mesure à 2.5kV et 5kV –b- Résultats de la modélisation	178
Figure 6-32	Résultats de l'essai PDT obtenus sur l'unité M9 -a- Résultats la mesure à 1kV et 10kV –b- Résultats de la modélisation	179
Figure 7-1	a- Vue 3D des barres conductrices de la cage de développantes du stator –b- Photo du stator d'un turbo alternateur (EDF) –c- Photo du stator de l'alternateur de la centrale de la coche (EDF) [80].....	181

Figure 7-2	Champ électrique au tour d'un système diélectrique à électrode tronquée sans revêtement anti-effluves [81]. Les lignes équipotentielles sont à 10% d'intervalles182
Figure 7-3	-a- Exemple d'une barre statorique d'un hydro-générateur HV [95] -b- Distribution de la tension le long de la développante pour différents revêtements anti-effluves [99]183
Figure 7-4	Région active du revêtement anti-effluves montrée sur la moitié d'une barre neuve avec ses dimensions (en millimètres) [81]184
Figure 7-5	Différents systèmes gradients: -A) Matériau anti-effluves appliqué jusqu'au cuivre; B) Matériau anti-effluves arrêté à 50 mm du cuivre [95]185
Figure 7-6	Circuit équivalent de la partie hors fer : cas d'un revêtement anti-effluves non-linéaire189
Figure 7-7	Schéma équivalent de la partie développante contenant un revêtement anti-effluves ayant R_1 et C_g fixes et un système d'isolation à base d'époxy ayant R_2 et C_f fixes190
Figure 7-8	Impédance équivalente dans le domaine de Laplace du circuit de la Figure 7-7191
Figure 7-9	Modélisation incluant l'effet des développantes d'un essai RT utilisant le modèle linéaire non distribué donné par l'équation (7.10)194
Figure 7-10	Schéma équivalent d'un revêtement anti-effluves dans le cas d'un modèle distribué avec r_1 , c_g , r_2 et c_f sont indépendants de la tension appliquée et sont des paramètres par unité de longueur. L_1 et L_2 sont des longueurs du revêtement anti-effluves et du système d'isolation à base d'époxy respectivement, exprimées en mètre196
Figure 7-11	Modélisation incluant l'effet des développantes d'un essai RT utilisant le modèle linéaire distribué donné par l'équation (7.28) avec $L_1=L_2=0.215m$203
Figure 7-12	Schéma équivalent d'un revêtement anti-effluves avec R_1 variable et C_g fixe204
Figure 7-13	Modélisation incluant l'effet des développantes d'un essai RT utilisant le modèle non-linéaire non distribué donné par l'équation (7.37) 207
Figure 7-14	Schéma équivalent du revêtement anti-effluves en sortie d'encoche en utilisant un vernis anti-effluves dont la résistance superficielle est fonction de l'intensité du champ209

Figure 7-15	Photographie des plaquettes d'essai sur les peintures/rubans anti-effluves.....	210
Figure 7-16	Courbe de la résistance en fonction du champ obtenu des mesures RT sur les six échantillons A, B, C, D, E et F (adapté de [90]).....	211
Figure 7-17	Courbes I-V pour les échantillons A, B, C, D, E et F (adapté de [90]).....	212
Figure 7-18	Résultats de l'essai PDT en laboratoire à cinq niveaux de tension (1kV, 5kV, 10kV et 20kV) réalisé sur la barre T1 [91].....	219
Figure 7-19	Résultats de l'essai PDT en laboratoire à quatre niveaux de tension (1kV, 5kV, 10kV et 20kV) réalisé sur la barre T2 [91].....	220
Figure 7-20	Résultats de l'essai PDT en laboratoire à un niveau de tension de 5kV réalisé sur la barre T3 [91].....	220
Figure 7-21	Résultats de l'essai RT en laboratoire à 25kV pendant 25 minutes réalisé sur la barre T1.....	221
Figure 7-22	Résultats de l'essai RT en laboratoire à 22kV pendant 22 minutes réalisé sur la barre T2.....	221
Figure 7-23	Résultats de l'essai RT en laboratoire à 30kV pendant 30 minutes réalisé sur la barre T3.....	222
Figure 7-24	Distribution de la différence de potentiel entre le cuivre et la surface le long de la partie hors fer de la barre T1 en solutionnant les équations (7.46) et (7.47) avec $L1=L2=0.135m$. Les valeurs des paramètres $r1$, $r2$, c_g et c_f sont celles du Tableau 7-7. Les conditions aux limites sont présentées à la section 7.6.1. –a- Essai PDT à 1kV avec $R_s=1.5G\Omega$ –b- Essai RT jusqu'à 25kV avec $R_s=2.5G\Omega$	223
Figure 7-25	Distribution de la différence de potentiel entre le cuivre et la surface le long de la partie hors fer de la barre T2 en solutionnant les équations (7.46) et (7.47) avec $L1=L2=0.265m$. Les valeurs des paramètres $r1$, $r2$, c_g et c_f sont celles du Tableau 7-7. Les conditions aux limites sont présentées à la section 7.6.1. –a- Essai PDT en laboratoire à 1kV avec $R_s=1G\Omega$. –b- Essai RT en laboratoire à 22kV avec $R_s=2.5G\Omega$	224
Figure 7-26	Distribution de la différence de potentiel entre le cuivre et la surface le long de la partie hors fer de la barre T3 en solutionnant les équations (7.46) et (7.47) avec $L1=L2=0.215m$. Les valeurs des paramètres $r1$, $r2$, c_g et c_f sont celles du Tableau 7-7. Les conditions aux limites sont présentées à la section 7.6.1. –a- Essai PDT en laboratoire à 1kV avec $R_s=0.2G\Omega$. –b- Essai RT en laboratoire à 30kV avec $R_s=1.9G\Omega$	225

Figure 7-27	Effet de la contribution des développantes lors d'un essai RT sur la barre T3	226
Figure 7-28	Résultats de la modélisation de l'essai PDT à 1kV, réalisé sur la barre T1, en solutionnant l'équation 7.50	228
Figure 7-29	Résultats de la modélisation de l'essai PDT à 1kV, réalisé sur la barre T2, en solutionnant l'équation 7.50	229
Figure 7-30	Résultats de la modélisation de l'essai PDT à 1kV réalisé sur la barre T3, en solutionnant l'équation 7.50	229
Figure 8-1	Représentation schématique d'un essai RT présentant un effet de Snaking [97].....	236
Figure 8-2	Modèle du circuit équivalent de l'isolation de la partie droite d'une barre d'alternateur qui possède de la délamination [97]	237
Figure 8-3	Modélisation de l'essai RT réalisé avant le début du vieillissement utilisant la solution linéaire donnée par l'équation (5.21)	243
Figure 8-4	L'essai RT réalisé sur la barre après vieillissement utilisant la solution linéaire donnée par l'équation (5.21)	245
Figure 8-5	Résultats de la modélisation de l'essai RT après que la barre ait subi un vieillissement thermique utilisant la solution de l'équation (8.17).....	245
Figure 8-6	Circuit équivalent, lors d'un essai PDT ou RT, d'une isolation de masse en tenant compte du comportement non-linéaire du courant de fuite	247
Figure 8-7	Essai RT réalisé sur une isolation souffrant d'une absorption sévère d'humidité (un courant de fuite important).....	249
Figure 8-8	Résultats des essais RT réalisés en centrale sur les trois phases des unités U1, U2 et U3	251
Figure 8-9	Résultats de la modélisation de l'essai RT réalisé sur l'unité U1 utilisant la solution de l'équation (8.18)	252
Figure 8-10	Résultats de la modélisation de l'essai RT réalisé sur l'unité U2 utilisant la solution de l'équation (8.18)	252
Figure 8-11	Résultats de la modélisation de l'essai RT réalisé sur l'unité U3 utilisant la solution de l'équation (8.18)	253

Figure 8-12	Résultats de l'essai RT réalisé sur la barre de réserve B et les trois unités U4, U5 et U6 [97]	256
Figure 8-13	Résultats de l'essai PDT réalisé sur la barre de réserve B et les trois unités U4, U5 et U6	256
Figure 8-14	-a- Résultats de la modélisation linéaire de l'essai RT réalisé sur U4 utilisant la solution linéaire donnée par l'équation (5.21) –b- Résultats de la modélisation non linéaire de l'essai RT réalisé sur U4 en solutionnant l'équation (8.18).....	257
Figure 8-15	-a- Résultats de la modélisation linéaire de l'essai RT réalisé sur U6 –b- Résultats de la modélisation non linéaire de l'essai RT réalisé sur U6.....	258
Figure 8-16	-a- Résultats de la modélisation linéaire de l'essai RT réalisé sur U6 –b- Résultats de la modélisation non linéaire de l'essai RT réalisé sur U6.....	259
Figure 8-17	Résultats de la modélisation linéaire de l'essai RT réalisé sur la barre de réserve B utilisant la solution linéaire donnée par l'équation (5.21)	260

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

A	Ampère (unité d'intensité de courant électrique)
aA	atto-ampère, 10^{-18}A
AC	Alternative current
Al	Aluminium (matériau chimique)
AØ	La phase A d'un alternateur
BØ	La phase B d'un alternateur
CØ	La phase C d'un alternateur
C	Carbone
c.c.	Courant continu
C _{BT}	Capacité de basse tension, μF
C _{HT}	Capacité de haute tension, μF
°C	degré Celsius
IEC	Insulation Electrical Committee
D	Pont de diode
DA	Digital analogique
DAQ	Acquisition de données
DC	Courant continu
DIV	Discharge Inception Voltage, V
DEV	Discharge Extinction Voltage, V
E	Tension nominale phase-phase, V
E(s)	Espérance mathématique
F	Valeur de Fisher
fC	femto-Coulombs, 10^{-15}C
FD	Facteur de dissipation
FIFO	First-Input/First-Output
FP	Facteur de puissance
FP _{bt}	Facteur de puissance basse tension

XXX

FP _h	Facteur de puissance haute tension
GΩ	Giga-ohms, 10 ⁹ Ω
GE	General Electric
GPIB	General purpose interface bus
GST	Grounded sample test
H	Hydrogène
Hz	Hertz, (unité de fréquence)
Hipot	High potential
HT	haute tension
IEEE	Institute of Electrical and Electronics Engineers
IREQ	Institut de recherche d'Hydro-Québec
K	Ion de potassium
Kbytes/s	Kilo-octet par second
KΩ	Kilo-ohms, 10 ³ Ω
KV	Kilovolt
KVA	Kilovolt-ampère
mA	milliampère, 10 ⁻³ A
mn	minute, 60 seconds
Mbyte/s	Méga-byte par second
MT	Moyenne tension
MVA	Méga voltampère, 10 ⁶ VA
NEC	National Electrical Coil
Q _m	Pic d'impulsion de décharge, V
PET	Polyéthylène téréphtalate
PC	Ordinateur personnel
O	Oxygène
RH	Humidité relative, %
SCI	Induction sur la cage d'écureuil
SI	Silicium
T	Température, °C

T_v	Température de transition de verre, °C
T_{amb}	Température ambiante, °C
V/s	Volt par second
VPI	Vacuum Pressure Impregnation
UST	Ungrounded sample test
W	watts (unité de puissance)
ϵ_0	$8,85 \times 10^{-12}$ F/m (Permittivité du vide)

INTRODUCTION

La déréglementation de l'industrie de l'électricité a augmenté le besoin de contrôler l'état des équipements électriques au niveau de la centrale électrique, tel que les moteurs et les générateurs se trouvant dans un état critique. Ceci est dans le but d'améliorer la disponibilité de ces équipements et de réduire les coûts de cycle de vie par l'intermédiaire d'une maintenance préventive. Il est normal qu'un équipement électrique opérant en service se détériore. Cette détérioration commence dès que l'équipement est installé. Mais en établissant un programme d'entretien de routine efficace et un plan d'inspection rigoureux, une défaillance importante ou une interruption en service de cet équipement peut être évité et corrigé.

L'isolation électrique forme et constitue une partie importante dans un équipement électrique. Elle est à base de matériaux isolants sous diverses formes : solides, liquides, gazeuses ou une combinaison d'entre eux comme le papier imprégné d'huile. Ces matériaux doivent posséder de bonnes propriétés isolantes sur une large gamme de paramètres d'opération, tels que la température, la fréquence...etc. Mais cette isolation est exposée à plusieurs facteurs de dégradation lorsqu'elle opère en service.

Durant les dernières décennies, des efforts considérables ont été déployés afin de comprendre et d'étudier les mécanismes de vieillissement induisant la détérioration des systèmes d'isolation solides utilisés dans les équipements haute tension. Une littérature abondante a été déjà consacrée à ce sujet et la discussion est toujours en cours [6, 7, 9, 10]. Afin d'évaluer l'état de l'isolation de masse des grands générateurs et des enroulements statoriques des moteurs, des essais de contrôle et d'entretien sont périodiquement menés. Ces essais vont notamment permettre d'identifier les besoins de maintenance, les restrictions d'exploitation et finalement pour permettre de se prémunir contre des défaillances imprévues en service. Dans ce sens, des essais de diagnostic non destructifs sont importants et représentent des outils efficaces pour déterminer l'état de l'isolation de l'enroulement statorique. Pour l'isolation du bobinage de la machine tournante, les essais en courant continu tels que l'essai de montée progressive en haute tension continue (Ramped Test pour *RT*) et l'essai de polarisation et dépolarisation

(Polarization and Depolarization Test pour PDT) sont utilisés depuis des décennies avec un certain niveau de succès [6, 7, 9, 10].

Le vieillissement de tout matériau isolant, implique intrinsèquement la présence d'altérations de sa structure physique et chimique et par voie de conséquence un changement de ses propriétés diélectriques. La fonction de la réponse diélectrique $f(t)$ représente une propriété importante qui peut être mesurée quantitativement à l'aide de différentes techniques de mesure non destructives. Ces techniques s'appuient sur l'hypothèse que le vieillissement de l'isolation électrique ou l'existence des défauts dans le système d'isolation sont reliés aux changements qui se produisent dans la réponse diélectrique du système d'isolation.

Pour le système d'isolation d'une machine tournante, le comportement du matériau diélectrique peut être caractérisé par trois composantes : la conductivité électrique σ , la permittivité diélectrique haute fréquence ε_{∞} et la fonction de la réponse diélectrique $f(t)$ [11].

Le projet de cette thèse est la suite de mon projet de maitrise, réalisé en 2006, qui a été axé principalement sur la méthode de montée progressive en haute tension continue (essai *RT*) et de la modélisation linéaire du courant de charge mesuré lors des essais de laboratoire et des essais sur terrain appliqués sur des barres ou enroulements vieillis et non vieillis. Donc le travail de cette thèse sera principalement axé sur les points suivants :

1. Conception d'un nouveau système de mesure qui permettra la réalisation des deux types d'essai : *RT* et *PDT*.
2. Modélisation linéaire du courant de charge en utilisant l'outil numérique sous Matlab sans faire appel à des approximations dans le calcul analytique pour extraire les paramètres inconnus formant l'équation du courant d'absorption.
3. Modélisation non linéaire du courant de charge mesuré lors des deux essais, *RT* et *PDT*, incluant l'effet des développantes.
4. Étude des phénomènes de vieillissement tel que l'effet Snaking et l'effet de la résistance non-linéaire.

Dans un premier chapitre, nous présenterons une revue de littérature des principales publications jusqu'à nos jours concernant l'étude et les champs d'application des deux méthodes *RT* et *PDT* ainsi que la modélisation linéaire et non linéaire du courant de charge.

Le deuxième chapitre présentera l'instrumentation de mesure permettant la réalisation des mesures *RT* et *PDT*. On y abordera plus en détails, les deux parties matérielle et logicielle employées lors de nos essais réalisés en laboratoire. Une revue de la théorie diélectrique dans le domaine de temps et des fréquences sera présentée dans le troisième chapitre.

Le quatrième chapitre présentera la composition d'un enroulement statorique et les principaux matériaux diélectriques utilisés dans l'industrie formant son système d'isolation. De plus, une revue des essais couramment utilisés pour l'évaluation de l'état d'isolation de masse des enroulements statoriques sera également présentée. Le cinquième chapitre abordera le principe et la technique de modélisation linéaire du courant de charge, employée dans ce projet, afin d'isoler les trois contributions formant le courant de charge (capacitif, absorption et fuite). Le sixième chapitre exploitera les résultats obtenus lors des essais *RT* et *PDT* conduits en laboratoire et sur terrain réalisés sur plusieurs types d'échantillons de différentes technologies de fabrication. Nous évaluerons l'état d'isolation de masse de chaque échantillon suite à la modélisation linéaire du courant de charge de chaque mesure. Le septième chapitre sera consacré à la modélisation non linéaire du courant de charge, incluant la contribution de la partie hors fer (développantes), mesuré lors des deux essais *RT* et *PDT*. Finalement le huitième et dernier chapitre abordera l'étude de deux phénomènes de vieillissement en l'occurrence l'effet Snaking et l'effet de la résistance non-linéaire aperçu lors des mesures *RT* réalisés sur le bobinage statorique.

CHAPITRE 1

REVUE DE LA LITTÉRATURE

L'utilisation de la méthode en haute tension continue, pour diagnostiquer l'état de l'isolation de masse des grandes machines tournantes, a fait l'objet d'un certain nombre d'écrits. Nous présenterons ici un court résumé des principales publications.

1.1 IEEE Std 43-2013 « IEEE Recommended Practice for Testing Insulation Resistance of Rotating Machinery » [6]

Ce document décrit la procédure à suivre pour la mesure de la résistance d'isolation et l'indice de polarisation pour les enroulements statoriques des machines tournantes (machine synchrone, machine à induction et machine à courant continu), d'une puissance de 750 watts et plus. Il présente aussi les valeurs minimales acceptées de la résistance d'isolation et de l'indice de polarisation pour différents types de machines tournantes.

La résistance d'isolation est définie comme étant le quotient de la tension continue appliquée et le courant mesuré à 60 secondes après l'application de la tension ($R = \frac{V}{I}$). Pour maintenir

l'uniformité de la mesure, la résistance d'isolation est déterminée à un instant spécifique t , en général une minute après que l'essai soit appliqué. Habituellement, la résistance d'isolation change directement avec l'épaisseur de l'isolation et inversement avec la superficie du conducteur. L'augmentation de la température d'un matériau diélectrique fournit une énergie thermique additionnelle qui libère des porteurs de charge, et de ce fait une augmentation de la conductivité du matériau, ce qui affecte de manière significative les mesures de la résistance diélectrique. Pour y remédier les mesures sont normalisées à une température standard, généralement 40°C, selon l'équation suivante :

$$R_c = K_T R_T \quad (1.1)$$

où R_c est la résistance d'isolation corrigée en $M\Omega$ à 40°C; R_T est la résistance d'isolation mesurée en $M\Omega$ à la température T ; K_T est le facteur de correction de la température de la résistance R_T .

Dans la dernière révision de la norme (en 2013), la détermination du facteur de correction K_T se fait de deux façons selon la date d'implantation du système d'isolation en question. Pour les systèmes d'isolation datant d'avant les années 60, appelés thermoplastiques, le facteur K_T est déterminé selon l'équation suivante :

$$K_T = 0.5^{\left(\frac{40-T}{10}\right)} \quad (1.2)$$

Dans le cas des nouveaux systèmes d'isolation introduits en industrie à partir du début des années 60, le K_T est calculé selon les deux équations suivantes :

- Si la température de mesure T est : $40^\circ\text{C} < T < 85^\circ\text{C}$, l'équation suivante est utilisée :

$$K_T = \exp\left(-4230\left(\frac{1}{T+273} - \frac{1}{313}\right)\right) \quad (1.3)$$

- Si la température de mesure T est : $10^\circ\text{C} < T < 40^\circ\text{C}$, l'équation prendra la forme suivante :

$$K_T = \exp\left(-1245\left(\frac{1}{T+273} - \frac{1}{313}\right)\right) \quad (1.4)$$

Ainsi pour déterminer d'une façon précise le coefficient de correction de la température, il est recommandé que les mesures de la résistance d'isolation soient obtenues à plusieurs températures sur des nouveaux enroulements statoriques bien nettoyés et en bon état. Selon le comité du standard IEEE P43 (rotating machinery, material subcommittee), la résistance d'isolation corrigée minimale acceptée (en méga Ohms) est égale à la tension en kilovolts du système d'isolation plus un. Il est habituellement souhaitable d'avoir une résistance d'isolation aussi haute que possible (d'une centaine à des milliers de méga ohms). Le Tableau 1-1, présenté ci-dessous, indique les valeurs minimales acceptables pour la résistance d'isolation après une minute de l'application de la tension d'essai pour les machines AC et DC. En pratique, les mesures de la résistance d'isolation sont employées pour détecter l'absorption d'humidité, la contamination conductrice, le degré de réticulation de la résine, et les fissures. Mais il est reconnu, qu'il est généralement difficile de faire des conclusions sur l'état d'isolation basées seulement sur les mesures de la résistance d'isolation. Le document présente un autre type d'essai, en l'occurrence l'indice de polarisation, qui est semblable à celui de la résistance d'isolation à l'exception que les lectures

sont prises à deux intervalles différents, une minute et 10 minutes, après que la haute tension continue soit appliquée. Le rapport entre ces deux mesures de courant se nomme l'indice de polarisation et donne une indication du degré d'humidité de l'isolation, du degré de contamination, ainsi que de l'intégrité physique. Ce rapport est moins sensible aux variations de la température que les valeurs de la résistance d'isolation. Le standard IEEE 43-2013 recommande une valeur d'indice de polarisation supérieure ou égal à 2 pour la classe F et supérieure ou égal à 1,5 pour l'isolation de classe B.

Tableau 1-1 Les valeurs minimales recommandées pour la résistance de l'isolation à 40°C [6]

Résistance à l'isolation Valeur minimale acceptable MΩ	Échantillons des essais
$R_{min} = kV + 1$	Des enroulements fabriqués avant 1970.
$R_{min} = 100$	Des enroulements DC et AC fabriqués après 1970.
$R_{min} = 5$	Des petites machines $\leq 1kV$

En pratique, l'essai d'indice de polarisation est un indicateur quelque peu ambigu des défauts et des détériorations d'isolation. Il est cependant conseillé de comparer ces mesures avec celles obtenues à partir des machines semblables en bon état pour mieux utiliser ces résultats. Le Tableau 1-2 suivant exprime les valeurs minimales recommandées selon la classe thermique de l'isolation pour l'indice de polarisation.

Tableau 1-2 Les valeurs minimales recommandées pour l'indice de polarisation

Classe thermique d'isolation	Valeur minimale pour l'indice de polarisation
Classe A	1,5
Classe B	2,0
Classe F	2,0
Classe H	2,0

1.2 IEEE Std 95-2002 « IEEE Recommended Practice for Insulation Testing of AC Electric Machinery (2300V and above) with high Direct Voltage » [7]

Dans ce document, le comité y ayant travaillé, établit des méthodes uniformes d'utilisation de la haute tension continue pour l'évaluation de l'état d'isolation des enroulements statoriques des machines électriques de 2300V et plus. Ces recommandations couvrent les essais avant la livraison de l'équipement depuis l'usine, après l'installation de l'équipement, et lors des entretiens de routine des machines déjà en service. Elles proposent un certain ensemble de conseils pour l'analyse des variations du courant mesuré en fonction de la tension appliquée afin de rendre l'évaluation de l'état de l'isolation plus efficace par rapport aux mesures utilisant une tension alternative. Chaque méthode d'essai offre des avantages et des inconvénients. Le document présente trois techniques généralement employées pour les essais à haute tension continue, qui se résument comme suit.

1.2.1 Essai Échelon de tension à des intervalles de temps uniforme

Initialement un échelon de tension, égal à 30% ou moins de la tension maximale de l'essai, est appliqué afin de déterminer les valeurs de la résistance d'isolation et de l'indice de polarisation. Une fois que ces deux valeurs sont conformes aux critères de la norme [6], la haute tension continue est appliquée sous forme d'une série d'échelons de tension à des intervalles de temps réguliers. Le niveau de tension de chaque échelon doit être égal à 3% ou moins du niveau maximal de la tension d'essai et reste maintenu jusqu'à ce que le courant d'absorption décroisse à une valeur négligeable avant d'appliquer l'échelon de tension suivant. Les lectures du courant sont prises à la fin de chaque intervalle de temps et ainsi la courbe du courant en fonction de la tension appliquée est reproduite instantanément sur un graphe. Pendant et après l'essai, la courbe est examinée afin de détecter des augmentations ou autres variations du courant de conduction en fonction de la tension appliquée qui pourraient indiquer des défauts d'isolation.

1.2.2 Essai Échelon de tension à des intervalles de temps graduels

Initialement un échelon de tension de 30% ou moins de la tension maximale de l'essai, est appliqué pendant 10 minutes. Les mesures du courant sont prises aux moments suivants : $t_1 = 30\text{ s}$, $t_2 = 45\text{ s}$, $t_3 = 1\text{ min}$ et $t_4 = 2\text{ min}$ puis jusqu'à 10 min avec des incréments de 1 min . Les valeurs mesurées sont immédiatement tracées sur une échelle log-log. Une courbe lisse est adaptée aux mesures après 8 minutes de lecture et qui sera extrapolée à 10 minutes. Trois points sont lus de cette courbe pour être employés à la détermination de la composante de conduction du courant mesuré. Ces trois points sont les valeurs du courant total lues aux moments : $t = 1\text{ min}$, $t = 3,16\text{ min}$ et $t = 10\text{ min}$. Ils sont employés pour tirer la composante de conduction du courant mesuré selon l'équation suivante :

$$I_c = \frac{(i_{1\text{min}} \times i_{10\text{min}}) - (i_{3,16\text{min}})^2}{(i_{1\text{min}} + i_{10\text{min}}) - 2i_{3,16\text{min}}}$$

Ce courant I_c sera soustrait des lectures de courant mesuré à 1 minute et à 10 minute afin d'obtenir le courant d'absorption I_a (le courant capacitif est supposé négligeable). Ces valeurs sont ensuite utilisées pour calculer le rapport d'absorption N suivant :

$$N = \frac{I_{a_{1\text{min}}}}{I_{a_{10\text{min}}}}$$

Une fois que ces calculs sont complétés, les périodes des échelons de tension pour le reste du test (jusqu'au niveau de tension maximale) sont adaptées. Ces adaptations sont réalisées par pas moins de deux personnes. Ce facteur humain rend difficile de respecter avec exactitude les conditions d'essai mentionnées ci-dessus, menant à des imprécisions et des inexactitudes dans l'évaluation générale de l'état d'isolation. Ce type d'essai, quelque peu désuet, n'est guère plus utilisé de nos jours.

1.2.3 Essai de montée progressive en haute tension continue (Ramped Voltage Test)

Cet essai peut être considéré comme un essai échelon de tension pour lequel la tension est réajustée à des intervalles de temps très petits s'approchant de zéro. C'est ainsi qu'une rampe de tension est formée. Le courant d'isolation en fonction de la tension appliquée est enregistré sur un graphe en X-Y, pour fournir une observation continue et une analyse de la réponse du courant au fur et à mesure que l'essai progresse. L'application de la tenue de tension en montée progressive au lieu des deux premières méthodes, linéarise automatiquement la composante du courant de la capacité géométrique et du courant d'absorption de sorte que les variations significatives du courant mesuré seront observées plus facilement. En outre, l'augmentation lente et continue de la tension appliquée, en général 1 kilovolt par minute, est moins susceptible de causer des dommages imprévisibles à l'isolation que l'utilisation d'incrément de tension à un taux de montée d'approximativement 1 kilovolts par seconde. L'état d'isolation est évalué en fonction des non-linéarités du courant d'isolation observées sur le graphe et qui sont directement proportionnelles aux variations du courant de fuite. C'est cet essai, moderne et nouveau, qui est modélisé et décrit en détail dans cette thèse.

1.3 Progress in DC Testing of Generator Stator Windings: Theoretical Considerations and Laboratory Testing [8]

Dans cet article, une présentation théorique est donnée par l'auteur permettant de relier les propriétés diélectriques d'un système d'isolation statorique aux résultats des essais à courant continu et à la caractérisation diélectrique des différents systèmes d'isolation des machines électriques. L'équation du courant de charge qui traverse le système d'isolation statorique est formée autour de : la tension appliquée, la fonction de la réponse diélectrique $f(t)$ et la résistance de fuite (Leakage Resistance) appelée R_L qui est inversement reliée à la conductivité électrique. On considère que l'équation de la fonction de la réponse diélectrique $f(t)$ suit une loi de puissance. L'auteur analyse deux cas : le cas où la tension appliquée est sous forme d'une fonction échelon de tension (Step Voltage) et le cas d'une fonction de tension en montée progressive (Ramped Voltage). Pour le premier cas deux courants sont déterminés, le courant de charge et le courant de décharge. Ils permettent une évaluation directe des paramètres

inconnus des trois contributions du courant mesuré à savoir le courant capacitif, le courant d'absorption et le courant de conduction. Pour le deuxième cas, une solution analytique de l'équation du courant de charge n'est pas possible ce qui implique une solution numérique pour pouvoir extraire notamment la fonction de la réponse diélectrique $f(t)$.

Des mesures de laboratoires à échelon de tension (Step Voltage Test) et à tension en montée progressive (Ramped Voltage Test) ont été réalisées en utilisant un système de mesure à deux électrodes actives. Ces mesures ont été conduites sur des barres et des bobines complètes ainsi que sur leurs parties droites seulement. Afin d'étudier la contribution de ces parties droites, deux types de mesures de garde (guarded measurements) ont été réalisés. Le premier en éliminant complètement la contribution de la partie anti-effluve (développante). Pour ce faire des petits anneaux de revêtement semi-conducteur ont été retirés aux niveaux des zones reliant les parties droites aux développantes. La deuxième mesure est effectuée en diminuant l'effet de la développante par l'utilisation des colliers de garde au début du revêtement anti-effluves sans déconnecter complètement les développantes.

L'auteur observe que pour les systèmes d'isolation utilisant des résines à base d'asphalte et d'ancien polyester du milieu des années 60 (symbolisé Polyester 2) les pertes diélectriques sont nettement plus élevées que pour les systèmes d'isolation moderne. De plus, les systèmes d'isolation utilisant des résines à base d'époxy et de polyester moderne (symbolisé Polyester 1) sont caractérisés par une conductivité très basse. Aussi, l'ordre de grandeur du courant d'absorption est différent et varie d'une technologie à une autre. Pour toutes ces technologies, l'équation du modèle du courant de charge est en bonne concordance avec les données expérimentales.

Des mesures sans garde ont été réalisées sur des barres et des bobines complètes. L'auteur remarque que la réponse diélectrique des développantes se superpose à celle des parties droites. Le revêtement anti-effluves pour la barre en époxy (symbolisé Epoxy 1) est basé sur le Carbure de Silicium (SiC), alors que pour la barre en époxy (symbolisé Epoxy 2) et la bobine en Polyester 1, il est à base d'oxyde de fer. Les mesures réalisées sur le système d'isolation en

Epoxy 1, sont caractérisées par un pic de relaxation lié au mécanisme de polarisation interfacial entre la fin du revêtement anti-effluves basé sur le SiC et l'isolation d'extrémité de barre ou de bobine [9, 10]. Ce même mécanisme cause une déformation des courbes des courants de charge et de décharge donnant une autre forme au courant d'absorption ne suivant pas une loi de puissance. En conséquence, il devient beaucoup plus difficile de calculer les paramètres inconnus de ce courant.

L'auteur recommande de déterminer les grandeurs du courant d'absorption jugées normales pour une isolation en bonnes conditions pour tous les types de technologie. L'auteur remarque que le type du système anti-effluves affecte grandement la forme et l'amplitude des courants de polarisation et de dépolarisation. La même remarque est enregistrée sur l'indice de polarisation IP qui est lui aussi fortement affecté, donnant des valeurs plus élevées que prévues dans le cas des barres avec un revêtement anti-effluves à base de SiC.

L'équation du courant de charge, donnée dans cet article, est valable en supposant que le système d'isolation se comporte linéairement. Cette linéarité est grandement affectée par la conception du système anti-effluves de la barre ou de la bobine. Les systèmes anti-effluves à base de SiC, peinture ou rubans, sont plus conducteurs que ceux à base de l'oxyde de fer et leur conductivité est fortement non linéaire sous une tension alternative (AC) ou continue (DC).

L'auteur rapporte, en se basant sur plusieurs mesures réalisées sur des barres et des bobines de différentes technologies, que la variation de la résistance d'isolation des systèmes d'isolation thermodurcissables modernes corrigées à 40°C est plus faible que celle définie dans la norme [6]. Cette dernière n'est pas en concordance avec les valeurs mesurées.

Des mesures lors d'essais de montée progressive en tension (RT) ont été aussi réalisées sur des barres et des bobines. La résistance en série a été choisie afin d'obtenir une constante de temps de l'ordre de 10 secondes. Le modèle linéaire est déterminé à partir de l'équation du courant de charge après approximation en utilisant une régression linéaire par rapport au courant

mesuré. Comme prévu, le courant d'absorption est plus élevé dans le cas d'une technologie en asphalte-mica que celle en époxy-mica.

L'auteur conclut que la présence de revêtements anti-effluves à base de SiC mènent généralement à un grand pic de relaxation spécialement à des tensions d'essai inférieures à 5kV et à une considérable diminution de la résistance d'isolation qui n'a rien à voir avec la qualité du système d'isolation.

1.4 Measurement of Polarization and Depolarization Currents for Modern Epoxy-Mica Bars in different conditions [11]

Le même auteur de l'article [8], résumé dans le paragraphe 1.3 présenté précédemment, présente des résultats les mesures des courants de polarisation et de dépolarisation (*PDT*) réalisées sur des barres isolées en époxy-mica moderne. L'auteur débute son article par un bref rappel théorique en présentant les mêmes équations des courants de charge et de décharge que dans [9 et 10]. Il fait le même raisonnement que dans [10] en considérant que la forme du courant d'absorption suit une loi de puissance et rapporte les mêmes remarques. En effet, il mentionne que les mesures réalisées sur des barres ou des bobines complètes en présence des parties anti-effluves se caractérisent souvent par l'apparition d'un pic de relaxation inter-faciale causé par la différence de conductivité entre le revêtement anti-effluves et le matériau d'isolation. La grandeur de ce pic ainsi que la fréquence à laquelle le pic apparaît dépendent fortement des propriétés électriques du matériau du revêtement anti-effluves, de la géométrie de la barre et de l'amplitude de la tension appliquée.

Pour mieux étudier ce phénomène, des mesures de courants de polarisation et de dépolarisation ont été menées sur six différentes barres d'alternateur isolées en époxy-mica à différents échelons de tension variant de 1kV à 20kV. Deux configurations de montage ont été utilisées : avec électrodes de garde et sans électrode de garde. Les matériaux d'isolation de mur ainsi que les systèmes anti-effluves de ces barres de réserve sont différents. L'auteur illustre le cas des mesures réalisées sur deux barres (désignées dans l'article par barre #3 et barre #4) fabriquées pendant la même période (datant des années 90) et ayant un système anti-effluves différent.

Pour la barre #3, le système anti-effluves est à base d'une peinture en oxyde de fer, tandis que pour la barre #4 il est à base de bande de ruban en SiC. Les résultats montrent une contribution significative des portions anti-effluves de la barre #4, particulièrement à 1kV et à 5kV. Cette contribution est caractérisée par un pic de relaxation qui se déplace vers les hautes fréquences à mesure que la tension augmente. Conséquemment, la résistance d'isolation de cette barre, soit en charge ou en décharge, est reliée directement au système anti-effluves des portions développantes de la barre. Un nouveau facteur de correction de la température a été utilisé pour les systèmes d'isolation en époxy-mica moderne déterminé à partir de la procédure donnée en [10].

Des mesures similaires utilisant des anneaux de garde ont été menées sur les mêmes barres. Pour toutes ces barres, les valeurs de la résistance d'isolation mesurées sont plus élevées que celles mesurées sans anneau de garde. Aussi, les résultats indiquent que lors des mesures sans anneaux de garde, les valeurs de la résistance d'isolation des barres #3 et #4 sont sensiblement égales. L'auteur observe que pour un même fabricant, les valeurs de la résistance d'isolation augmentent avec la date de fabrication (plus c'est récent plus c'est élevé). Ceci est, en partie, dû à l'apparition sur le marché des systèmes d'isolation en époxy-mica avec un faible facteur de dissipation. Il rapporte aussi qu'une isolation en époxy-mica moderne est jugée en bonne condition si la valeur normalisée de sa résistance (résistance d'isolation divisée par la capacité), en charge et en décharge, dépasse 2000 secondes à la température ambiante.

Des mesures *PDT*, de 1kV à 10kV, ont été menées sur une barre vieillie en service pendant 25 ans. Le résultat montre des valeurs de la résistance d'isolation en charge et en décharge quelque peu faibles. L'auteur observe que l'effet du vieillissement en service est faible sur les propriétés diélectriques du système d'isolation de la section droite (slot section) mais, en même temps, il détériore la peinture du système anti-effluves des parties développantes.

D'autres mesures *PDT*, avec garde et sans garde, ont été réalisées sur une barre ayant le même système que la barre #4 et ayant subi un essai d'endurance de 300 heures à 100°C sous une

tension alternative de 30kV. Le résultat montre un changement de l'amplitude et de la fréquence propre au pic de relaxation du système anti-effluves.

D'autres mesures ont été menées sur le système anti-effluves seulement, utilisant des électrodes enveloppées circonférentiellement aux deux extrémités du revêtement anti-effluves. L'auteur remarque que l'essai d'endurance a comme effet une diminution de la conductivité du système anti-effluves. Il observe aussi qu'un traitement thermique incomplet d'un système d'isolation mène à une diminution de la résistance d'isolation en charge et en décharge.

1.5 Dielectric Spectroscopy in Time and Frequency Domain on Insulation System of High Voltage Rotating Machines [5]

Dans cet article l'auteur, revient sur l'utilité de la méthode d'analyse de la réponse diélectrique mesurée dans les deux domaines, temporel et fréquentiel, et employée dans l'évaluation de l'état d'isolation des systèmes électriques. Cette méthode montre qu'on peut caractériser le comportement du matériau diélectrique à partir des mesures de la conductivité en courant continu σ , de la composante haute fréquence de la permittivité relative ε_∞ et de la fonction de la réponse diélectrique $f(t)$ [12]. Pour cette investigation une barre statorique isolée en époxy et basée sur la technologie VPI (Vacuum Pressure Impregnation) lors de sa fabrication, est choisie.

Un instrument d'une plage de fréquence allant de 10^{-4} à 10^3 Hz, appelé le IDA 200 [13], est employé pour mesurer les pertes diélectriques, $\tan\delta(\omega)$, et la capacité $C(\omega)$ à des fréquences discrètes. Les mesures ont été réalisées en appliquant une crête de tension de 200 V. Pour cette étude, la fonction de la réponse diélectrique $f(t)$ est déterminée dans le domaine du temps à partir du courant de dépolarisation après un temps de charge de 1 000 secondes selon l'équation (1.5) suivante :

$$f(t) \approx -\frac{i_{\text{depolarisation}}(t)}{C_0 U_c} \quad (1.5)$$

avec C_0 est la capacité sous vide de l'échantillon et U_c est la tension appliquée.

Le résultat de l'équation (1.5), présenté ci-dessus, confirme que la fonction de la réponse diélectrique $f(t)$ du système d'isolation haute tension des machines tournantes suit le modèle de Curie von Schweidler pour la plage de temps considérée :

$$f(t) = At^{-n} \quad (1.6)$$

où A et n sont des constantes qui dépendent du matériau.

Le courant de dépolarisation est transformé du domaine temporel vers le domaine fréquentiel dans le but de vérifier la linéarité du système d'isolation pour quatre différents niveaux de tension de charge : 0,2, 1, 2 et 4kV. La fonction de la réponse diélectrique $f(t)$ trouvée, confirme son indépendance au champ électrique appliqué et la linéarité du système d'isolation. Cependant, pour une meilleure estimation des propriétés diélectriques, il est nécessaire, lors de la mesure du courant de décharge, que la durée de décharge soit inférieure d'au moins une décade à celle du courant de charge.

Les résultats montrent aussi que le domaine du temps est idéal pour les mesures à faibles fréquences ($f < 10$ Hz) tandis que les mesures à hautes fréquences sont plus facilement mesurables dans le domaine fréquentiel du fait que habituellement une lecture du premier point dans le domaine du temps prend un délai minimum d'une seconde d'où la perte de l'information haute fréquence. L'auteur termine cet article, en présentant l'approximation d'Hamon [14] comme un outil très puissant pour un calcul plus rapide des pertes diélectriques dans le domaine des fréquences à partir des données temporelles.

1.6 Low Frequency Dielectric Response of Epoxy-Mica Insulated Generator bars During Multi-Stress Aging [10]

Dans cet article, une étude de l'évolution de la réponse diélectrique à basse fréquence des matériaux isolants thermosensibles en époxy-mica utilisés dans l'isolation des enroulements statoriques a été menée en fonction du vieillissement. Ce dernier agit sur le comportement physique et chimique des matériaux isolants menant à un changement de leurs réponses diélectriques. Pour comprendre ces changements, des mesures diélectriques dans le domaine temporel effectuées en laboratoire ont été conduites sur des barres statoriques

individuellement avant, pendant et après vieillissement. À cet effet, deux configurations de laboratoire à deux électrodes actives ont été définies. La première configuration permet d'analyser l'évolution de la réponse diélectrique sur la partie droite de la barre statorique, tandis que la deuxième concerne l'évolution de la réponse diélectrique du revêtement anti-effluves sur les extrémités de la barre statorique. Sous des conditions de mesure en laboratoire de 20°C et 30% RH, des mesures dans le domaine du temps de courant de charge et de décharge ont été effectuées sur une barre statorique non-vieillie isolée en époxy-mica. Ces mesures ont été réalisées par l'application des échelons de tension de 1, 5, 10, 15 et 20kV. La durée de charge équivalente à chaque échelon de tension était de 2 000 secondes suivie d'un temps de décharge de 1000 secondes. Pour une évaluation de la réponse diélectrique à basse fréquence, ces mesures sont transformées dans le domaine fréquentiel en utilisant l'équation (10) présentée dans cet article [10].

Pour étudier l'évaluation de la réponse diélectrique en fonction du vieillissement, 12 barres d'un alternateur ont été sélectionnées pour deux programmes de vieillissement réalisés à l'institut de recherche d'Hydro-Québec (IREQ). Les essais de ces deux programmes de vieillissement à contraintes multiples ont été exécutés sur les trois phases d'un alternateur contenant les 12 barres statoriques sélectionnées. Chaque phase comprend quatre barres disposées symétriquement à raison de deux barres par encoches.

Le premier programme de vieillissement a été exécuté sous une tension de 16kV rms. Le cycle thermique de charge correspondant à une température du conducteur variait entre 40°C et 122°C. La température du cycle a été réalisée par l'injection d'un courant sur les trois phases en utilisant une source de courant triphasée tel qu'il est montré à la Figure 2 dans [15]. Une fois que la température ait atteint le niveau maximal désiré (122°C), des ventilateurs de refroidissement sont activés pour ramener cette température à la température ambiante de 40°C. La durée complète d'un cycle été de 5 heures, 3.5 pour le chauffage suivi de 1.5 de refroidissement. L'essai a été exécuté pour une durée totale de 1500 cycles pendant lequel aucune barre n'a subi de rupture diélectrique. Les résultats préliminaires des activités de décharges partielles sont rapportés dans [15] et ils sont plus détaillés dans [16].

Le deuxième programme de vieillissement a été exécuté sur deux ensembles de barres du même type soumis au même niveau de tension et aux mêmes contraintes électriques que celles du premier programme. La seule différence entre les deux programmes est que les grandeurs des contraintes mécaniques et thermiques ont été augmentées dans ce deuxième programme. Le premier ensemble de barres est formé de quatre barres non vieilles isolées en époxy-mica, tandis que le second ensemble est composé de quatre barres non vieilles et de quatre autres barres vieilles lors du premier programme de vieillissement. Les barres de ce deuxième ensemble sont elles aussi isolées en époxy-mica. Une injection de courant a été réalisée sur le premier ensemble de barres (quatre barres non vieilles) jusqu'à ce que la température du conducteur ait atteint une température de 165°C sous une tension de 16kV rms. Les 8 autres barres formant le deuxième ensemble ont été elles aussi vieilles sous les mêmes conditions thermiques utilisant une source de courant monophasée, tel qu'illustré à la Figure 2 dans [16]. La tension appliquée est de 12kV rms pendant qu'aucune contrainte mécanique n'est appliquée sur ces 8 barres. Au 733^{ème} cycle de charge, le vieillissement a été interrompu pour substituer deux barres des 12 barres, qui présentaient une activité très intense de décharge sur leurs extrémités, par deux nouvelles barres. Le programme de vieillissement avait repris jusqu'à atteindre un total de cycle de 1 049.

Des essais hors service de diagnostic à échelon de tension continue pour l'étude de l'évolution de la réponse diélectrique en fonction du vieillissement utilisant une seule électrode active (voir chapitre 2) ont été effectués périodiquement lors de ces deux programmes de vieillissement à chaque fois que la température du conducteur était ramenée à 40°C (température ambiante). Pour le premier programme de vieillissement, les mesures de courant de charge et de décharge ont été réalisées à partir du 1033^{ème} cycle de vieillissement après chaque centaine de cycles (100 cycles) jusqu'au 1500^{ème} cycle en appliquant des échelons de tension variant de 1 à 20kV. Lors du second programme de vieillissement, ces mesures ont été conduites aux différents cycles suivants : 0, 105, 267, 304, 535, 706 et 872.

Pour ce second programme, Le niveau des échelons de tension des essais hors service a été fixé à 500V afin d'éviter des injections de charge qui peuvent affectées ce deuxième programme de vieillissement.

Pour les essais de vieillissement accéléré, l'auteur constate que les résultats expérimentaux obtenus sur les barres vieilles et non-vieilles n'ont pas menés à un changement significatif de la réponse diélectrique de l'isolant à basses fréquences des parties droites des barres. Cependant, une dégradation considérable a été enregistrée sur les extrémités des barres pendant le vieillissement, menant à un accroissement de la conductivité de surface au niveau du revêtement anti-effluves. Conséquemment, ceci a mené à un changement significatif de la réponse diélectrique de la barre complète observée dans la plage de fréquence de 10^{-4} à 10^{-1} Hz.

De plus, la dégradation progressive du système d'isolation a été caractérisée par l'apparition d'un pic de relaxation qui se déplaçait vers les hautes fréquences au fur et à mesure que la tension appliquée augmente. Les méthodes temporelles qui sont bien adaptées à une analyse en basse fréquence se sont avérées sensibles au vieillissement qui a eu lieu. Un modèle d'équation d'une ligne de transmission avec une capacité complexe modélisant le volume du matériau isolant a été proposé par l'auteur pour modéliser la réponse diélectrique des extrémités des barres. Ainsi, les résultats du modèle linéaire se concordent bien avec les résultats expérimentaux.

CHAPITRE 2

MONTAGE ET INSTRUMENTS

L'avènement de l'âge de l'électronique numérique a donné un certain nombre d'avantages en matière de stockage et d'analyse de données obtenues lors des essais à haute tension continue réalisés sur les systèmes d'isolation statique. Il a aussi permis de développer une instrumentation de mesure qui offre une haute sensibilité et permet de mesurer de très petits niveaux de courant ou de très grandes valeurs de résistances (l'électromètre Keithley 6517A permet de mesurer un courant de quelques pico-ampères et des résistances d'ordre du Tera-Ohm). Par ailleurs, l'automatisation du système de mesure requière une source de tension contrôlable à partir d'un ordinateur et pouvant fournir une tension continue allant jusqu'à 35kV. La tension fournie par cette source doit être constante et stable et ne doit pas contenir d'ondulations significatives. À partir d'un ordinateur, on peut contrôler toute l'instrumentation utilisée dans ce genre de mesure (source de haute tension contrôlable, instrument de mesure de courant contrôlable...etc.). Les opérations de contrôle et d'acquisition sont pilotées à partir d'un logiciel spécialisé permettant ainsi d'automatiser tout le processus de l'essai.

Un prototype d'instrumentation pour des mesures des courants issus des essais de Polarisation et de Dépolarisation (*PDT*) et des essais Rampe (*RT*) a été développé à l'école de technologie supérieure au bénéfice de la compagnie Hydro-Québec. Ce même prototype a été utilisé dans la plupart des mesures présentées plus loin dans cette thèse. Ce chapitre est composé de trois sections. La section 1 présentera une description de l'arrangement instrumental pour les mesures réalisées en laboratoire et celles réalisées en centrales. Dans la section 2 sera présenté plus en détails le matériel qui compose cette instrumentation. La partie logicielle de ce prototype est présentée dans la section 3. Dans cette dernière section on parlera principalement du logiciel de contrôle et d'acquisition.

2.1 Arrangement instrumental pour les mesures *PDT/RT*

En centrale seulement l'électrode représentant le cuivre de l'enroulement statorique est accessible. L'autre électrode représentant la partie droite de l'enroulement est insérée à l'intérieur de l'encoche fixée sur le noyau statorique. Cette situation n'est pas identique dans le cas des mesures de laboratoire puisque l'échantillon à tester (barres ou bobines) est complètement retiré de la machine et transporté au laboratoire. Ceci donnera accès aux deux électrodes de l'objet d'essai. Donc, deux versions de montage s'imposent et sont présentées ci-dessous.

2.1.1 Arrangement instrumental pour les mesures menées aux laboratoires

Les essais en laboratoire sont plus simples que ceux en centrale puisque l'échantillon, qu'il soit une barre ou une bobine, est complètement enlevé de la machine électrique et est transporté au laboratoire. Ceci nous offre la possibilité d'utiliser les deux électrodes (conducteur (s) en cuivre et la partie droite de l'échantillon). Donc c'est un essai à deux électrodes actives appelé aussi UST pour « Ungrounded Sample Test ». Pour ce genre d'essais, l'électromètre ou le multimètre est placé en aval de l'échantillon à diagnostiquer par l'entremise d'un circuit protecteur [17] (Figure 2-1). Souvent un électromètre au lieu d'un multimètre est utilisé à cause de la haute sensibilité requise pour la mesure des courants de charge et de décharge.

La source de haute tension continue charge l'échantillon à travers la résistance haute tension, montée en série, jusqu'au niveau maximum de tension d'essai. Pour les mesures présentées dans cette thèse, ce niveau maximum de tension d'essai est compris entre 20kV et 35kV pour des périodes d'essai variant de 20 à 35 minutes dans le cas des essais *RT* et jusqu'à 20kV dans le cas des essais *PDT*. Dans le cas de l'essai *RT* la période d'essai représente le temps de charge ou le temps de lecture du courant de charge via le système d'acquisition. La même période est utilisée pour la mesure du courant de décharge. Cet essai peut être arrêté avant d'atteindre le temps de charge maximal si un emballement non linéaire du courant de charge est aperçu ou si la pente de celui-ci devient asymptotique ou erratique. Par cette action, le système d'isolation de l'échantillon ne subira pas d'autres endommagements.

Le relais haute tension est utilisé pour décharger l'échantillon après l'arrêt ou la fin de l'essai pour un temps de décharge au moins égal à la moitié du temps de charge (chapitre 3). Pendant ce temps-là, le courant de décharge est enregistré. Le fait de mettre l'objet d'essai solidement à la terre pendant au moins la moitié de la période de charge permet de protéger l'expérimentateur contre un choc électrique dû au retour de potentiel si l'échantillon est laissé en circuit ouvert après la mise sous tension suivi d'un bref court-circuit. Les essais de laboratoire sont généralement réalisés dans des conditions d'environnement favorables, c'est-à-dire un environnement à faible taux d'humidité et sans pollution détectable.

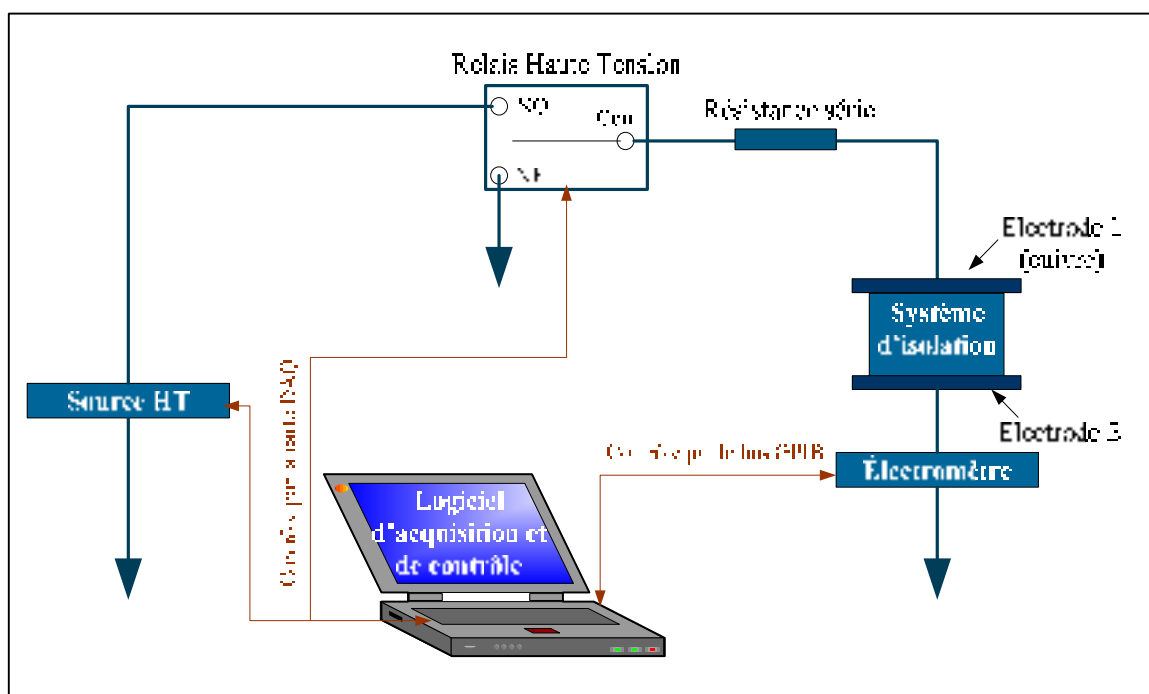


Figure 2-1 Arrangement instrumental lors des essais réalisés au laboratoire

2.1.2 Arrangement instrumental pour des mesures en centrale

Les essais réalisés en centrale (mesures de terrain) sont des essais à une seule électrode active appelés GST pour « Grounded Sample Test ». Ceci est dû au fait que la deuxième électrode de l'enroulement à diagnostiquer, en l'occurrence la partie droite, n'est pas accessible (insérée à l'intérieur des encoches fixées sur le noyau statorique). Seulement le conducteur en cuivre de

l'enroulement en question est accessible. Ceci exige une autre configuration du circuit de mesure, différente de celle du laboratoire, pour mesurer les courants de charge et de décharge. Principalement, c'est l'emplacement du multimètre (ou l'électromètre) qui doit être changé. Pour ce faire, deux options se présentent. La première option est de placer le multimètre entre la borne positive de la source haute tension et le relais haute tension. Cette configuration l'expose à la sortie haute tension. Ceci exige un circuit protecteur entre la source haute tension et le multimètre. La deuxième option est de placer le multimètre entre la borne commune de la source haute tension et la terre, tel qu'il est présenté à la Figure 2-2. L'avantage principal de cette dernière est que le multimètre se trouve protégé puisqu'il n'est pas exposé de manière directe à la haute tension. Par conséquent, l'utilisation d'une source de tension à masse flottante (Floating Ground Power Supply) s'impose.

La machine électrique étant à l'arrêt, l'essai en centrale est réalisé de la même façon que celui en laboratoire à l'exception des points suivants :

- Le multimètre est monté en amont de l'échantillon à diagnostiquer;
- Il peut ne pas s'agir d'une seule bobine/barre mais plutôt d'un ensemble de bobines/barres, montées en série formant une partie ou l'ensemble de l'enroulement statorique de la machine électrique, supposées avoir un problème au niveau de l'isolation de masse;
- La grandeur du courant est plus importante que celle de l'essai de laboratoire, elle est de l'ordre d'une centaine de microampère voir plus;
- Les conditions environnementales ne sont pas les mêmes. Il peut s'agir d'un environnement moins propre que celui en laboratoire. Donc, avant de commencer l'essai, il est conseillé de procéder à une mesure de la résistance d'isolation (RI) et de l'indice de polarisation (IP) de l'échantillon ou des échantillons en question [18].

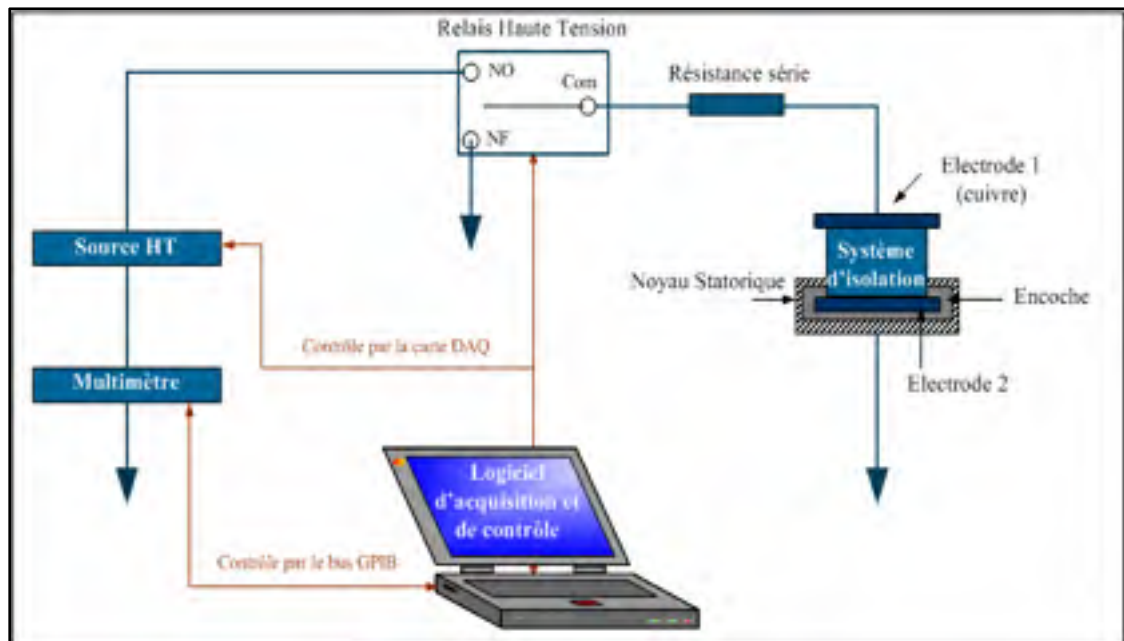


Figure 2-2 Arrangement instrumental lors des essais réalisés en centrale

2.2 Instrumentation propres aux mesures *PDT/RT*

Cette partie décrit l'instrumentation du système de mesure du prototype *PDT/RT* et de son amélioration pendant le projet. Beaucoup de temps et d'effort ont été mis dans l'amélioration de ce système de mesure afin de répondre aux exigences du cahier de charge établi par la partie bénéficiaire de ce projet (Hydro-Québec). Donc, cette section constitue l'une des principales parties de la thèse.

2.2.1 Source haute tension

Le choix de la source haute tension est principalement en fonction de sa tension de sortie maximale, son mode opérationnel (opérationnel en mode masse flottante) et un peu moins son volume ou son poids. Des sources de tension à courant continu allant jusqu'à 130kV (par exemple la marque Spellman) sont maintenant commercialement disponibles. La source DC Spellman modèle SL-40-30, présentée à la Figure 2-3, peut fournir une tension allant jusqu'à 40kV et un courant de sortie maximal de 750 μ A. Le contrôle de cette source se fait à partir

d'un connecteur DB25 situé à l'arrière de la source. Pour les mesures réalisées en centrale, cette source peut opérer en mode masse flottante (Floating ground). Son poids est faible (de 7.7kg à 14kg) et elle est facilement transportable.



Figure 2-3 Exemple d'une source de type utilisé dans le prototype

2.2.2 Électromètre et multimètre

L'électromètre est un multimètre à Courant Continu de haute résolution. Les modèles Keithley (6517A, 237, 2010) offrent une grande précision et une haute sensibilité aux mesures. Le modèle 6517A (Figure 2-4) est le plus précis par rapport aux modèles 237 et 2010. Il offre des mesures, de courant de 100 aA à 20 mA, de tension de 10 μ V à 200 V, de résistance de 1 Ω à $10^{17} \Omega$ et des mesures de charge de 10 fC à 2 μ C. Il peut être également commandé par l'intermédiaire d'une interface IEEE-48 (GPIB) intégrée par un système de commande tel qu'un ordinateur. Pour les mesures en centrale, les niveaux des courants de charge sont élevés (quelques dizaines ou centaines de micro-ampères) loin des limites théoriques [17]. Donc, un instrument de mesure de courant de haute sensibilité n'est pas requis. Généralement, on utilise des multimètres numériques classiques (DMMs) contrôlable qui coûtent moins cher et sont plus robustes que les électromètres.



Figure 2-4 Électromètre Keithley modèle 6517A et multimètre Keithley modèle 2001

2.2.3 Relais haute tension

La source de tension Spellman, présentée précédemment, ne possède pas un système de décharge à travers lequel l'objet d'essai peut être déchargé. Cette opération est donc accomplie par l'utilisation d'un relais haute tension contrôlé à partir de l'ordinateur. Une boîte de relais est insérée entre la source et l'objet d'essai tel qu'illustré à la Figure 2-5 et contient deux relais, un relais haute tension et un relais basse tension. Le relais haute tension est un relais Ross Engineering 60 kV modèle E. Celui-ci est un relais à trois bornes, une borne commune, une borne normalement fermée et une borne normalement ouverte (STDP). Dans le prototype PDT/RT, ce relais est contrôlé par un SSR qui permet de couper l'alimentation 120 V du relais. À son tour, ce SSR est lui-même contrôlé par une des sorties numériques de la carte DAQ. Le relais basse tension est un relais 5V DPDT (OMRON G5V-2-H1). Il se sert à court-circuiter l'objet d'essai pendant quelques secondes au début de la phase de décharge afin de ne pas exposer la résistance de mesure au pic capacitif. Ce relais est aussi contrôlé par une des sorties numériques de la carte DAQ. À noter que la plupart des mesures présentées dans cette thèse ont utilisé la configuration présentée à la Figure 2-5.

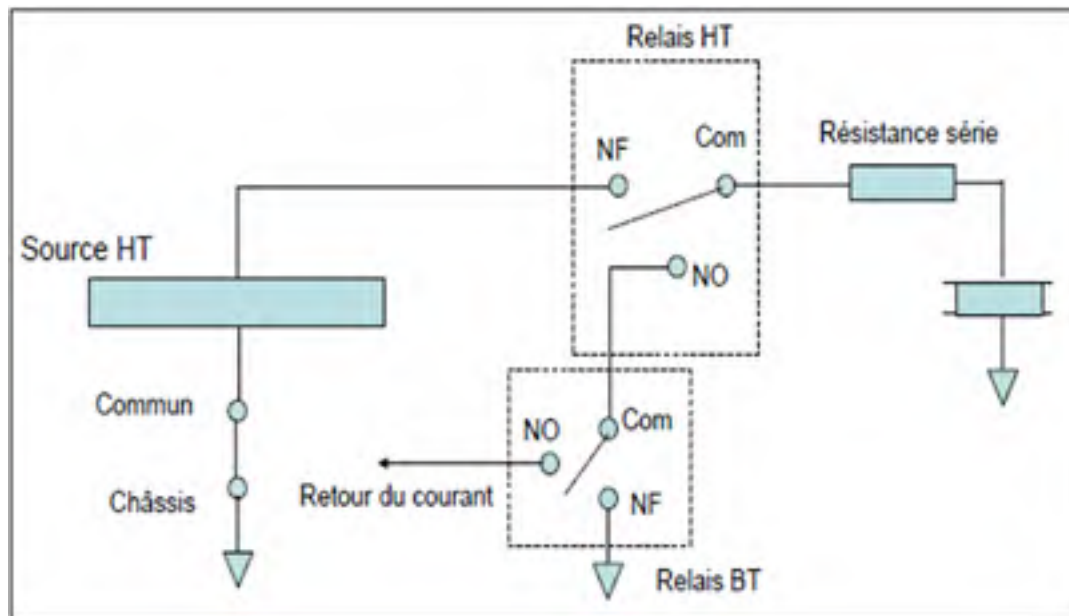


Figure 2-5 Schéma électrique du système de relais

Ce système de relais a été remplacé et amélioré dans la dernière version du prototype *PDT/RT*. En effet, un relais haute tension est directement incorporé dans la boîte d'interface présentée à la Figure 2-7. Ce relais est un relais Gigavac 40 kV modèle G61L à deux pôles (STDP), tel qu'il est montré sur la Figure 2-6. Il est de forme cylindrique et doit être activé par une tension de 24 V. Il est fixé par un support à l'intérieur du boîtier d'interface. L'espace nécessaire pour l'alimentation 24 V est également installé dans le boîtier.



Figure 2-6 Gigavac G61L HV Relay

2.2.4 Carte DAQ

Les cartes universelles d'acquisition permettent de réaliser à bon marché des applications d'acquisition et de contrôle de processus. Il ne faut pas oublier que leur résolution et leur précision sont limitées, qu'elles sont sujettes à passablement de bruit et les fréquences d'échantillonnage sont limitées tant par le nombre de canaux à mesurer que par la nécessité de les commander directement par le processeur. Le contrôle ainsi que la mesure du système *PDT/RT* utilisent une carte DAQ de type DAQ-6036E. Cette carte possède 8 entrées analogiques (en mode différentiel), 2 sorties analogiques et plusieurs sorties numériques. Son taux d'échantillonnage est de 200kHz. La résolution de ses entrées et sorties analogiques est de 16 bits.

2.2.5 Bus d'instrumentation GPIB

Le processeur communique avec l'ensemble des chaînes de mesure ou d'action au travers d'un bus numérique externe, ce qui permet de répartir l'instrumentation à proximité des points de mesure, et d'exploiter des appareils 'intelligents' effectuant une bonne partie du traitement du signal (capteur compensé, analyseur de spectre, synthétiseur de signaux ...). Le prototype *PDT/RT* est aussi bâti autour d'un bus GPIB (General Purpose Interface Bus) comme une autre alternative de lire les courants en communiquant avec l'électromètre. Il permet de relier un maximum de 15 appareils, avec une longueur de câble inférieure à 20 mètres. La vitesse de transfert est de 400 kbyte/secondes à plus de 1 Mbytes/secondes selon les options de construction. L'avantage d'une telle normalisation est qu'une quantité croissante d'instruments de différents fabricants sont disponibles et permettent de satisfaire pratiquement toutes conditions d'essai.

2.2.6 Résistance de mesure

Afin de mesurer le courant de décharge, une résistance shunt est utilisée d'une valeur habituellement de 10k Ω . La tension aux bornes de cette résistance est directement lue par une entrée analogique de la carte DAQ. Le courant maximum que la résistance peut mesurer est de

1mA. Conséquemment, il est nécessaire d'utiliser un relais afin de détourner le courant de décharge vers la masse durant les premières secondes de la décharge. Dans le prototype *PDT/RT*, le relais basse tension installé dans la boîte à relais ou dans la boîte d'interface, assure cette opération. Avec l'utilisation d'un multimètre, cette précaution n'est plus nécessaire.

2.2.7 Câblage haute tension et résistance série

Deux câbles haute tension coaxiaux RG8 sont utilisés par le prototype *PDT/RT*. L'un de ces câbles est celui fourni par le fabricant de la source et il est adapté à la source Spellman d'un côté et l'autre pour qu'il soit branché sur la borne *NO* du relais HT. Dans la dernière version du prototype *PDT/RT*, ce côté du câble est adapté à la partie femelle de la traversée haute tension puisque le relais haute tension est incorporé dans le boîtier d'interface. Un deuxième câble RG8 est terminé d'un côté afin d'être connecté à la borne commune du relais (dans la dernière version ce côté-là est adapté à la partie femelle de la traversée haute tension) et de l'autre côté, il est terminé par une connexion BNC uniaxiale permettant le branchement avec la résistance de mesure et la pince.

2.2.8 Boîte d'interface

La boîte d'interface est composée principalement d'une carte de contrôle (présentée dans le paragraphe suivant) et des connecteurs. À son tour, la carte d'interface est composée de composants électroniques qui commandent et contrôlent toutes les opérations d'interfaçage à partir d'un ordinateur. Dans la dernière version du prototype *PDT/RT*, deux traversées haute tension sont installées dans la boîte. La borne commune et la borne normalement ouverte du relais haute tension Gigavac sont connectées à ces traversées. La boîte d'interface assure l'interface entre la carte DAQ, la source et la boîte de relais. Cette interface est réalisée par le biais d'un connecteur DB25 (relié à la source), d'un connecteur 68 pins (relié à la carte d'interface) et de trois sorties BNC (reliées à la boîte de relais). L'expérimentateur peut vérifier si la connexion est établie entre les périphériques et boîte d'interface à partir des voyants lumineux comme illustré à la Figure 2-7. Dans la version compacte du système de mesure en question, la boîte d'interface est sous forme d'une boîte métallique incorporée sur la source

Spellman SL-0-30 telle qu'illustrée à la Figure 2-8. En incorporant cette boîte d'interface dans le circuit de mesure, l'ensemble du prototype *PDT/RT* est présentée à la Figure 2-9.

2.2.9 Carte de contrôle

Toutes les connexions pour le contrôle des deux relais (haute et basse tension), des différents voyants lumineux et de la clef interlock sont établies par la carte de contrôle (Figure 2-10). Dans la dernière version de ce prototype, la borne normalement fermée du relais haute tension Gigavac est aussi connectée à cette carte. Donc, cette carte de contrôle permet principalement la connexion entre la sortie 68 pins de la carte DAQ et la sortie DB25 de la source Spellman.

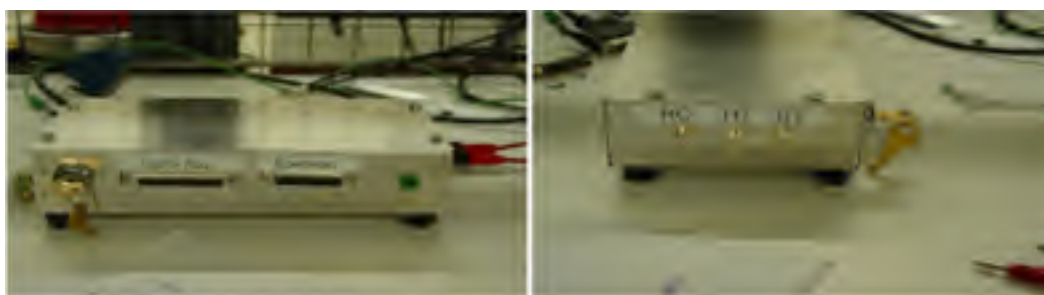


Figure 2-7 Boîte d'interface avec les connexions DB25 et 68 pins et les connexions avec la boîte de relais

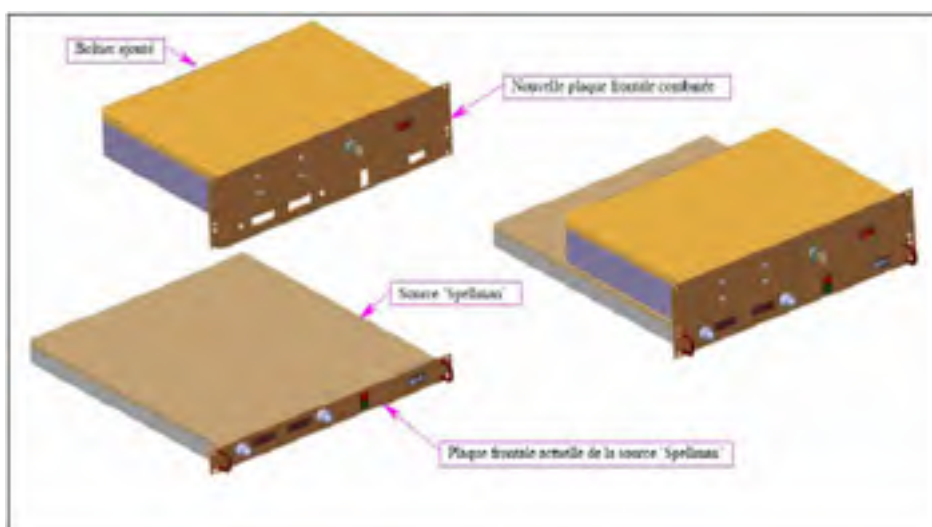


Figure 2-8 Vue d'ensemble du système PDT/RT

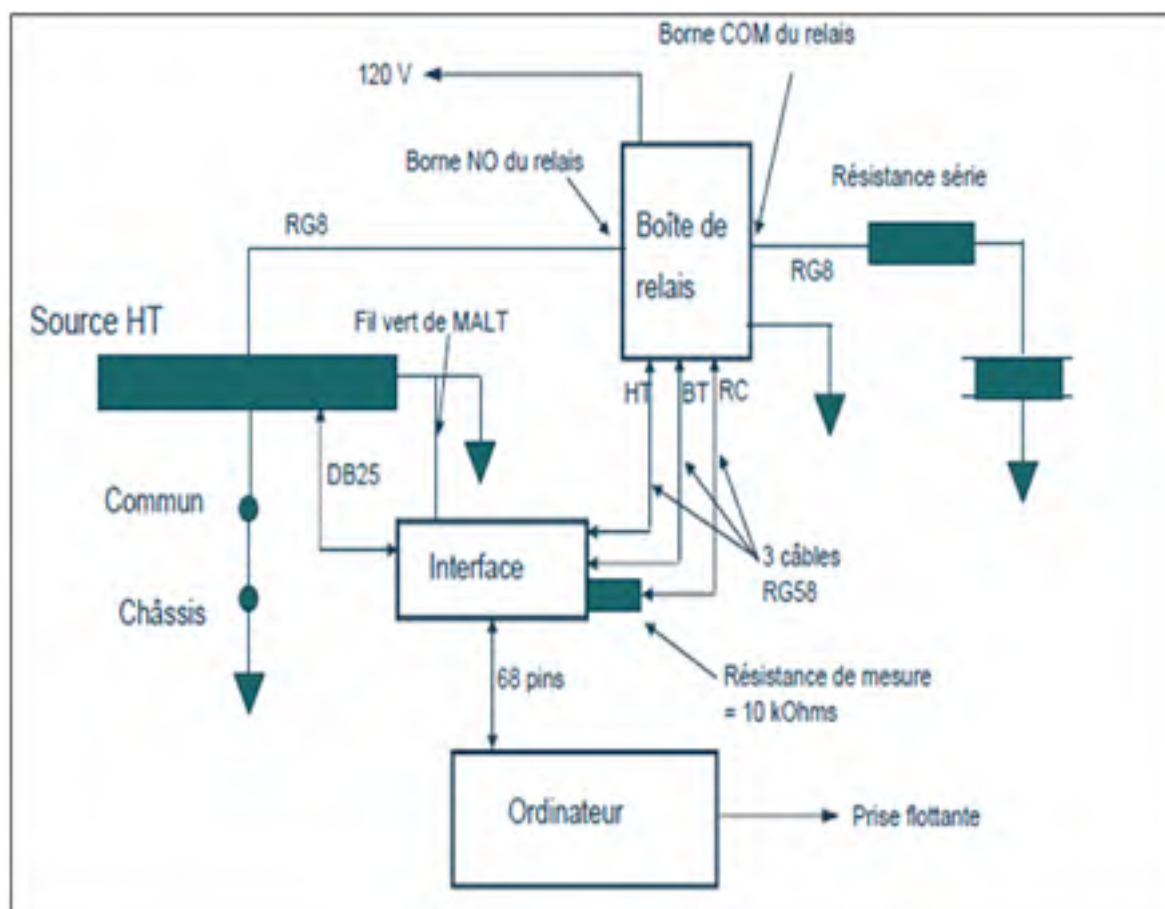


Figure 2-9 L'ensemble du prototype PDT/RT

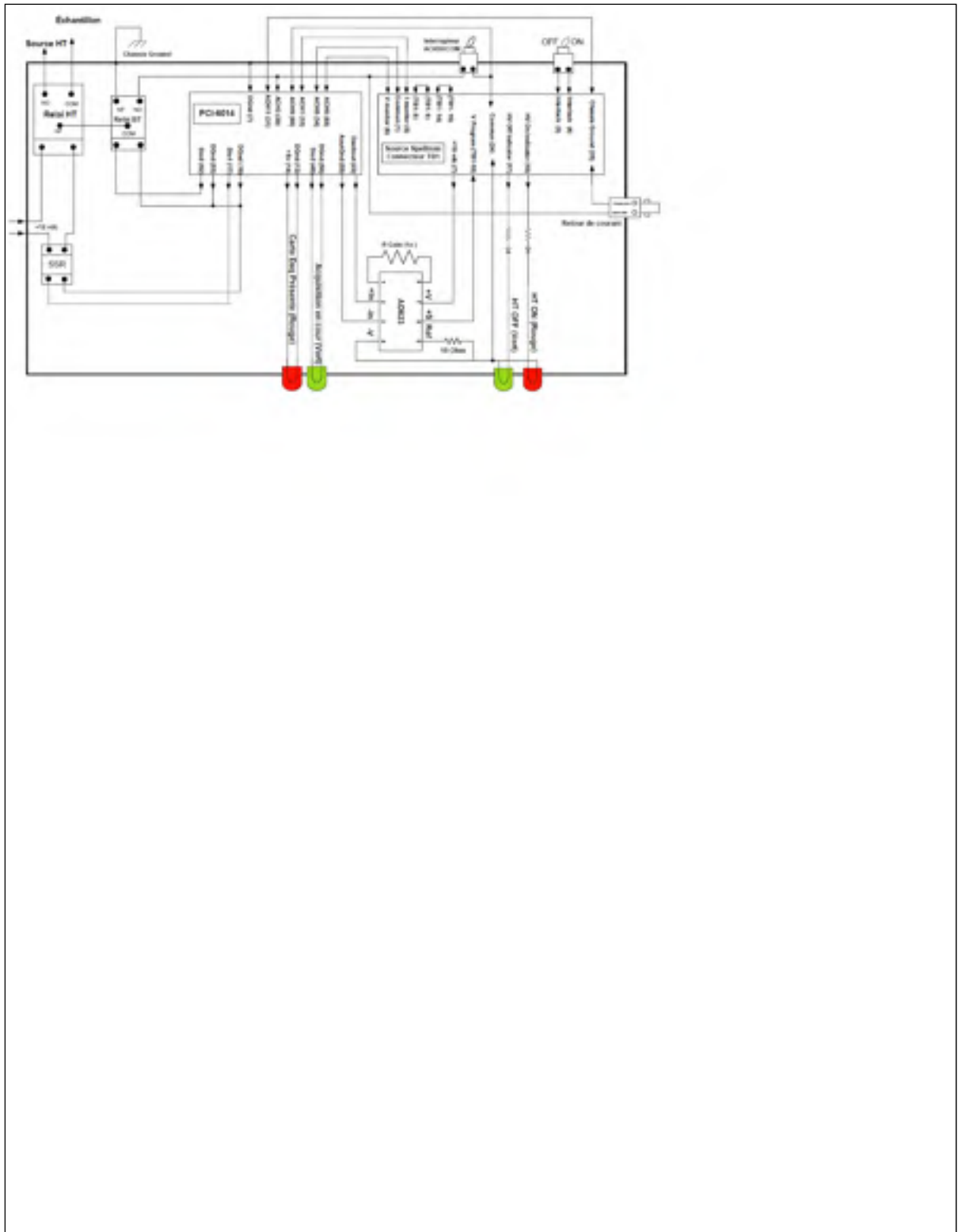


Figure 2-10 Carte de contrôle du prototype PDT/RT

La programmation se fait sous forme graphique à l'écran, chaque tâche d'acquisition étant représentée par un icône, la succession des opérations dépendant des liaisons entre les icônes (plus quelques structures de base : boucles, choix conditionnels ...).

L'interface utilisateur, dans l'application se fait sous forme d'un panneau fictif d'appareil, représenté à l'écran et actionné par la souris. Ici aussi on peut exécuter en interactif tout ou une partie du programme, ce qui permet un développement aisé. De plus, il n'est pas nécessaire de changer d'environnement (éditeur, compilateur) pour l'écriture proprement dite du programme. Les applications LabVIEW ont l'avantage d'être orientées vers l'acquisition de données et d'éviter la programmation proprement dite pour ne se concentrer que sur les conditions d'acquisition. Ceci représente un environnement de développement par programmation qui intègre des exemples et de la documentation mais cet avantage de simplicité et d'intuitivité peut mettre en péril la qualité du programme généré par manque de rigueur et de règles simples de développement à suivre. Dans le cas d'algorithmes complexes, il est important que le programmeur possède quelques connaissances par exemple sur la syntaxe particulière et sur la gestion de la mémoire (qui est par défaut allouée de manière automatique). Les principales pages de dialogue de notre logiciel se résument comme suite :

2.4.1 Page de démarrage

Au début de chaque exécution, une page d'entrée apparaît indiquant à l'utilisateur le début de l'essai (Figure 2-12). Il faut d'abord saisir le mot de passe. Cette activation du mot de passe fait apparaître la fenêtre de démarrage présentée à la Figure 2-13. Pour démarrer un essai, il faut appuyer sur le bouton « *Démarrer un essai* ». Pour visualiser un essai déjà enregistré, il suffit d'activer le bouton « *Visualiser un essai* ». Pour tester les relais et la bonne fonctionnalité du système, il suffit d'activer le bouton « *Tester les relais* ». Une fenêtre s'ouvre telle qu'elle est présentée à la Figure 2-14. Il est recommandé de tester les relais avant de procéder à un essai. Lorsque les boutons « *Activer relais 1* » et « *Activer relais 2* » sont activés, les relais haute tension et basse tension respectivement passent à la position NO (normalement ouverte),

en produisant un son caractéristique (impact de la lame mobile sur la lame fixe). Le bouton « *Sortir* » ferme le logiciel.



Figure 2-12 Logiciel de contrôle: Page d'accueil



Figure 2-13 Logiciel de contrôle: Page de démarrage

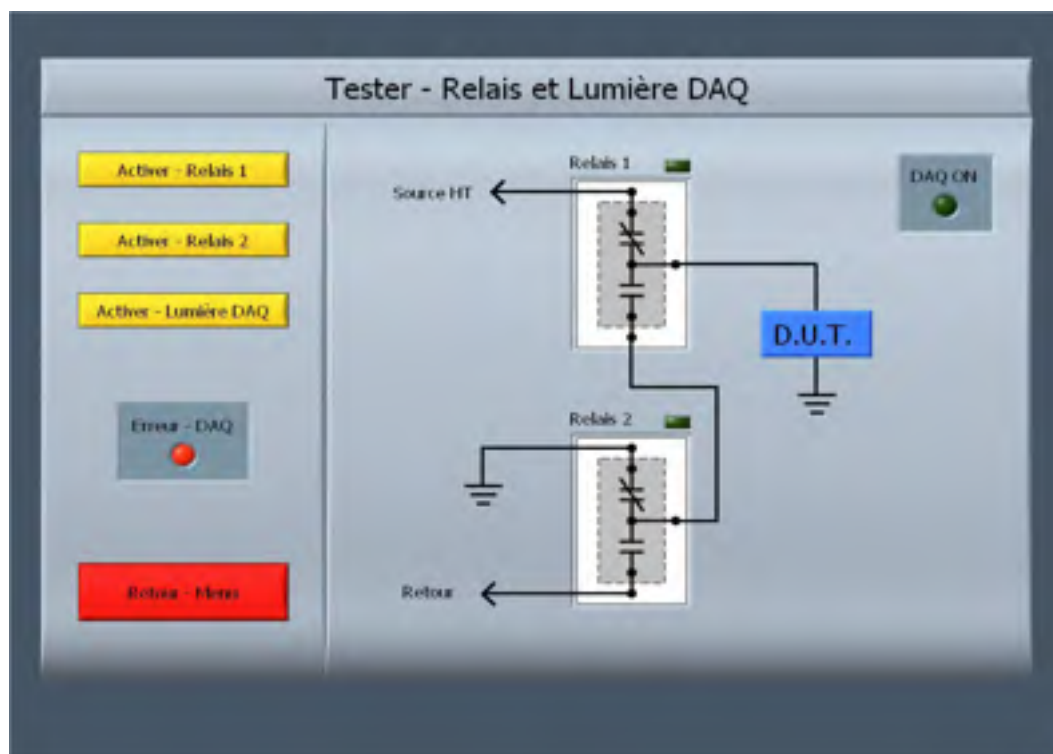


Figure 2-14 Logiciel de contrôle: Page de relais

2.4.2 Page des caractéristiques

Cette étape nous permet simplement la sauvegarde d'un certain nombre d'informations additionnelles propre à l'application. Répartie en trois sections (Identification, Caractéristiques de la machine et Paramètres d'essai), toutes les informations jugées pertinentes seront saisies directement dans les cases blanches correspondantes (Figure 2-15). Cela donnera aux utilisateurs plus d'informations sur les conditions dont lesquelles l'essai en question a été réalisé. Le choix de l'essai *PDT* est fait une fois que l'interrupteur de type d'essai est positionné sur Essai IP. Pour l'essai rampe (*RT*), cet interrupteur doit être à la position Essai de montée graduelle en tension continue. La sauvegarde de ces caractéristiques se réalise automatiquement ou manuellement à travers un bouton de sauvegarde sous forme de fichier ASCII.



Figure 2-15 Fenêtre utilisée pour saisir les caractéristiques du type d'essai

Lorsque le type d'essai choisit par l'utilisateur est « Essai de montée graduelle en tension continue », la fenêtre présentée à la Figure 2-16 apparaît. Cette fenêtre définit les limites de l'essai de montée progressive en tension de l'objet d'essai (machine ou barres/bobines). Par défaut, la pente de la rampe est de 1kV/min. Le taux d'acquisition est également fixe et est de 1 point par seconde. Le bouton OK permet de passer à la fenêtre suivante et de démarrer un essai. Si l'utilisateur veut retourner à la fenêtre précédente, soit la fenêtre illustrée à la Figure 2.12, il faut appuyer sur le bouton Retour. Pour annuler et quitter l'essai, il faut appuyer sur le bouton Annuler. Lorsque le bouton « OK » est activé, le logiciel passe à la fenêtre de l'affichage graphique. Une fenêtre s'ouvre alors demandant d'indiquer le nom du fichier pour la sauvegarde de l'essai telle qu'illustrée à la Figure 2-17.



Figure 2-16 Fenêtre définissant les paramètres de l'essai RT

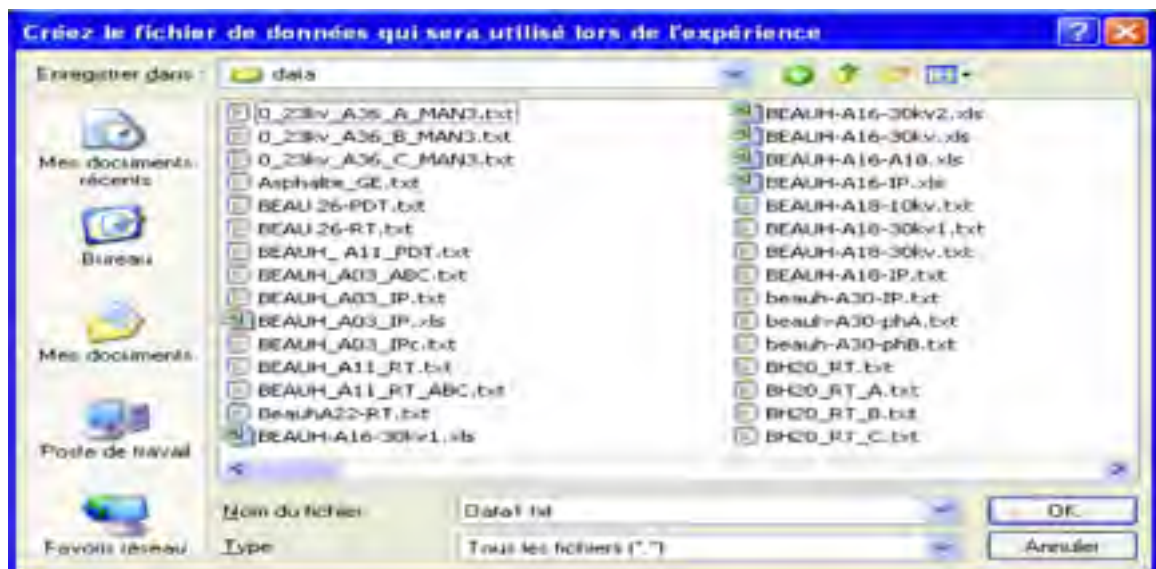


Figure 2-17 Fenêtre permettant la sauvegarde du fichier correspondant à l'essai à réaliser

Lorsque le logiciel est sélectionné en mode « Essai IP », en cliquant sur « OK », la Figure 2-18 ci-dessous apparaît. Ce type d'essai correspond essentiellement à un essai de type PDT. La durée du temps de montée correspond au paramètre « *Durée de la rampe* ». Une valeur de 30 secondes par défaut est attribuée à ce paramètre. Pour le temps du passage de la fin d'acquisition du courant de charge au début d'acquisition du courant de décharge, ce temps est par défaut fixé à 5 secondes. Pour sauvegarder l'essai, cette opération se fait de la même façon que lors de l'essai de montée graduelle en tension expliqué en haut et présentée à la Figure 2-16.



Figure 2-18 Caractéristiques de l'essai PDT

2.4.3 Page d'affichage de l'essai

2.4.3.1 Page d'affichage lors d'un essai *RT*

Lorsque le bouton « OK » est activé, l'essai démarre. Le relais est activé et la tension monte selon les paramètres choisis. L'affichage de la courbe se fait en temps réel tel qu'illustré sur le graphique de la Figure 2-19. Cette page permet de suivre l'évolution de l'essai en temps réel,

affichant le comportement des trois grandeurs du courant (capacitif, absorption et total) en fonction de la tension appliquée sur le système d'isolation en question. Le courant capacitif (se reporter au prochain chapitre pour plus de détails) est directement calculé et tracé puisque toutes ses composantes sont connues. L'équation à partir de laquelle ce courant est calculé est la suivante :

$$I_{\text{capacitif}} = C \frac{dU_c}{dt}$$

où C est la capacité de l'échantillon telle que lue par un multimètre (en μF), $\frac{dU_c}{dt}$ est la variation de la tension d'essai U_c (en volts) en fonction du temps t (en seconde). Ce rapport représente la pente de l'essai (V/s) qui est constante durant toute la période de l'essai. Ce courant capacitif est représenté par une ligne horizontale de couleur verte. Le courant total ou courant de charge mesuré est tracé en temps réel. Le système d'acquisition enregistre 1 667 valeurs par seconde puis il calcule la moyenne de ces valeurs et affiche la valeur de cette moyenne sur le graphique courant en fonction de la tension. Donc, à chaque seconde une seule valeur est affichée pendant toute la période de l'essai et c'est ainsi que la courbe du courant total (couleur rouge) est faite.

Une ligne droite en bleu est tracée à partir de deux points après qu'un certain pourcentage de l'essai ait été effectué. Cette droite donne un aperçu approximatif du courant d'absorption et ne peut être utilisée pour obtenir une valeur numérique précise. Toute la partie du courant total excédant cette droite est présumée représenter le courant de fuite. La progression de la rampe en tension (tension commandée en kV) et la lecture du courant (courant total en μA) en fonction du temps (en seconde) sont aussi indiquées par des cadrans à droite du graphique.

Un bouton d'urgence offre la possibilité d'arrêter l'essai à tout moment si une déviation raide très prononcée de la courbe survient. On peut donc détecter un défaut d'isolation sans endommager le système d'isolation de l'objet d'essai. Pour se faire, dès qu'un problème survient l'utilisateur doit appuyer rapidement sur le bouton arrêt d'urgence. Lorsque que l'essai se termine, le relais se désactive automatiquement et court-circuit l'objet d'essai à travers la résistance de $10\text{ M}\Omega$. La tension commandée à la source prend la valeur zéro. Puisque l'objet

d'essai, essentiellement un condensateur, est court-circuité à travers une résistance de grande valeur, la tension sur le cuivre ne chute pas instantanément à zéro. Il est recommandé d'attendre quelques minutes avant de mettre les mises à la terre franche sur l'objet d'essai afin d'éviter l'apparition d'un arc électrique.



Figure 2-19 Page d'essai de l'essai Rampe (RT)

2.4.3.2 Page d'affichage lors d'un essai *PDT*

Lorsque le logiciel est sélectionné en mode « essai IP », la page d'affichage correspondante à cet essai est représentée à la Figure 2-20. Une rampe de tension est d'abord effectuée (30 secondes par défaut) jusqu'à la tension de l'essai (2.5 kV par défaut), et ensuite la tension est maintenue pendant 10 minutes. Le programme affiche, à l'aide d'un graphique et de deux indicateurs numériques, le « Courant total (μA) » et la « Tension commandée (kV) ». Cette dernière est relue et elle est affichée à l'aide de l'indicateur numérique « Tension lue (kV) ». L'« Indice de polarisation », la « R (1 min.) $\text{M}\Omega$ » et le « Temps (s) » sont aussi calculés et affichés à droite du graphique. Le contenu des indicateurs au-dessus et en-dessous du graphique provient des informations fournies à la fenêtre des caractéristiques, à l'exception du « RC @ 40 Deg. C » qui est calculé. Lorsque ces valeurs sont mesurées, les courants à 1 minute

et à 10 minutes apparaissent sur le graphique. À la fin de la période de charge, le relais court-circuite l'échantillon et celui-ci se décharge à travers le relais pendant le temps de court-circuit (5 secondes par défaut). Après ce temps, le relais basse tension s'active et redirige le courant de décharge vers l'impédance de mesure et le courant de décharge est mesuré par la carte d'acquisition. Le temps de décharge est normalement de 10 minutes mais cet essai peut être interrompu en tout temps. Toutefois, il est vivement conseillé de maintenir un temps de décharge au moins équivalent au temps de charge afin de s'assurer de la décharge complète de l'échantillon.

L'importance du logiciel est primordiale dans un système d'acquisition, cependant il reste inutile d'acheter un système sophistiqué s'il faut consacrer des années à développer le programme d'application. Dans ce contexte, notre option est de faire un développement complet du logiciel au moyen d'un langage structuré de haut niveau et d'un driver permettant d'accéder au matériel tout en respectant le cahier des charges.



Figure 2-20 Page d'essai de l'essai PDT

CHAPITRE 3

THÉORIE DES DIÉLECTRIQUES

3.1 Polarisation diélectrique

Les électrons présents dans un milieu diélectrique ne peuvent pas, par définition, se déplacer sur des grandes distances. Ils peuvent par contre présenter des mouvements d'amplitude très petite à notre échelle, mais qui peuvent être à l'origine de nombreux phénomènes. Ces mouvements sont souvent des mouvements d'oscillation autour du noyau : le *nuage électronique* peut être déformé et ainsi créer un dipôle électrostatique. Il en va de même pour le déplacement global des atomes au sein du matériau (ils créent également des dipôles). Sous l'effet d'un champ électrique externe, le nuage de charges est déformé au point où celui-ci peut être réduit à un simple dipôle, comme le montre la Figure 3.1. Par conséquent tous les dipôles créés à ce niveau-là seront alignés dans le sens du champ électrique. D'un point de vue microscopique, on peut relier l'amplitude de l'onde au dipôle créé via la notion de polarisabilité, qui est une caractéristique propre à chaque atome. Il est cependant difficile de mesurer de telles grandeurs microscopiques. On préfère utiliser une grandeur macroscopique, la polarisation, qui correspond à la somme de tous les dipôles du matériau par unité de volume. Un dipôle est caractérisé par son moment de dipôle appelé M orienté dans la même direction que le champ électrique, comme il est indiqué sur la Figure 3-1 présentée ci-dessous. C'est la relation entre le champ électrique et le moment de dipôle qui provoque le comportement du diélectrique. Par contre, le champ interne créé par cette polarisation s'oppose au champ appliqué. Une fois que l'application du champ électrique est enlevée, l'atome revient à son état original. Le temps requis pour cette opération est appelé temps de relaxation. Cette polarisation vient donc de différents effets physiques à savoir : la polarisation électronique, la polarisation atomique et la polarisation d'orientation.

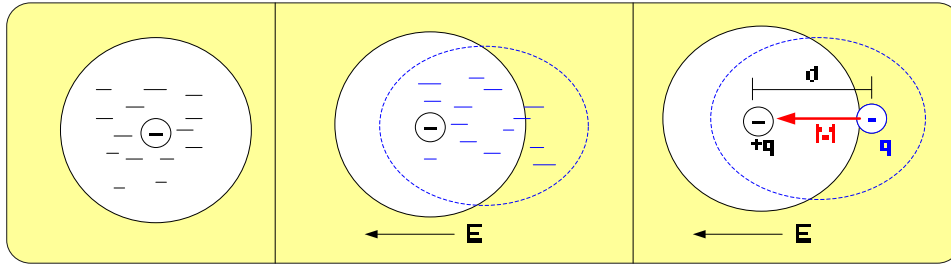


Figure 3-1 Un modèle diélectrique classique montrant l'interaction du champ électrique avec un atome [19]

3.1.1 La polarisation électronique

La polarisation électronique est due au déplacement et à la déformation de chaque nuage d'électrons présent dans la molécule. Dans chaque atome ou ion il y a un noyau positivement chargé entouré par un nuage d'électron négatif, tel qu'illustré sur la Figure 3-2-a. Ce mécanisme de polarisation électronique est relié à la création de dipôles (dipôles induits) sous l'action du champ électrique appliqué. Ce champ entraîne un déplacement du nuage d'électrons dans la direction inverse du champ électrique tandis que le noyau se déplace dans la même direction du champ. Puisque le centre du nuage d'électron ne coïncide plus avec le noyau, un moment de dipôle, $M=qr$, se développe, tel qu'illustré sur la Figure 3-2-b. Ces dipôles sont formés par le déplacement du centre géométrique des charges positives par rapport aux charges négatives pour un atome ou une structure moléculaire. La polarisation en résultant peut donc s'écrire :

$$\vec{P}_r = N_i \alpha_r \vec{E} \quad (3.1)$$

où P_r indique la polarisation rapide, c'est-à-dire celle qui survient très rapidement après l'application d'un champ électrique. N_i représente le nombre de dipôles induits par unité de volume et α_r , la polarisabilité, qui dépend de la nature du matériau.

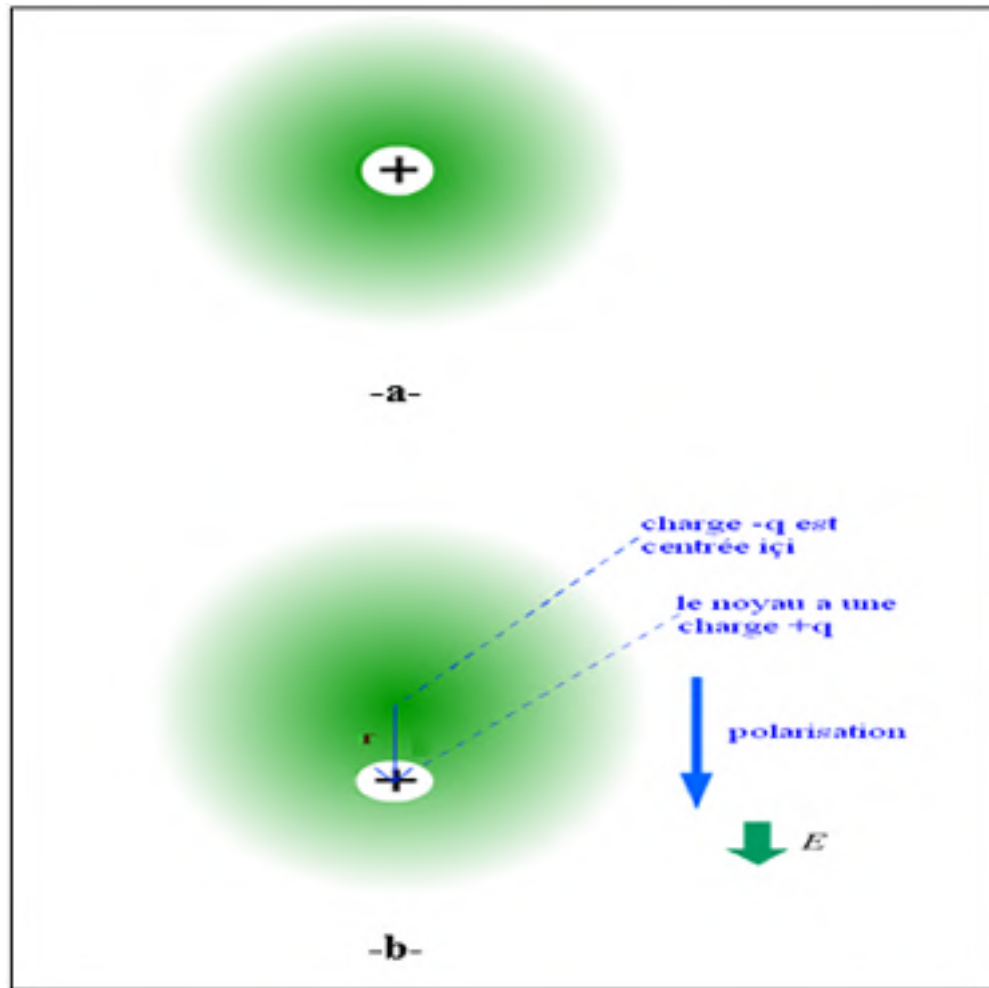


Figure 3-2 -a- L'état d'un atome en l'absence d'un champ électrique
 -b- Création d'un moment dipolaire sous l'effet d'un champ électrique [19]

On constate facilement à partir de l'équation (3.1) que les unités de la polarisabilité sont les Fm^2 . Ce type de polarisation est un phénomène très rapide et qui se produit habituellement aux fréquences optiques et ultra-violettes. À plus basse fréquence, il n'existe pas de délai significatif entre le champ alternatif appliqué et les oscillations d'électrons. Ainsi, dans la gamme des fréquences typiquement utilisée dans les systèmes d'énergie électrique, la polarisation électronique représente un processus complètement élastique avec aucune perte de puissance [20]. L'effet de la température sur la polarisation électronique est très faible, bien qu'il puisse ne pas être complètement négligeable. Avec une augmentation de la température, la dilatation thermique réduit généralement la densité des matériaux diélectriques, abaissant de ce fait le nombre d'atomes ou de molécules par unité de volume. En conséquence, la

polarisation électronique (et, de ce fait, la constante diélectrique) tombe légèrement pendant que la densité diminue. Ainsi, le coefficient de la température de polarisation électronique est négatif.

3.1.2 Polarisation moléculaire (ionique)

Pour qu'une polarisation ionique prenne effet, il faut que le matériau possède une structure ionique, c'est-à-dire il doit se composer de cations et d'anions, Figure 3-3-a-. Pour rendre l'étude de ce type de polarisation facile, on considère que ces cations et ces anions ont des charges égales mais opposés en signe liés par un lien ionique, tel qu'illustré sur la Figure 3-3-b. Toutefois, à ce niveau-là, la somme des moments dipolaires est égale à zéro. L'application d'un champ électrique externe causera le déplacement des atomes, l'un par rapport à l'autre, dans une molécule. Ce déplacement est superposé au déplacement électronique discuté dans le paragraphe précédent. Quand ces atomes sont liés par des liens interatomiques, ils ne partageront normalement pas leurs électrons symétriquement ; les nuages d'électrons seront déplacés vers les atomes avec une plus grande électronégativité ainsi que les atomes adjacents peuvent acquérir des charges de polarité opposée. Un champ externe agissant sur ces charges créera une force qui tend à changer la position d'équilibre des atomes. Sous l'effet de ce champ le lien ionique s'étend et si le matériau possède déjà une polarisation avant l'application de ce champ, la grandeur des différents moments dipolaires augmente comme il est montré sur la Figure 3-3-c. Si on inverse la direction du champ appliqué, le lien ionique devient compressé et la grandeur des moments dipolaires diminues, tel qu'illustré sur la Figure 3-3-d.

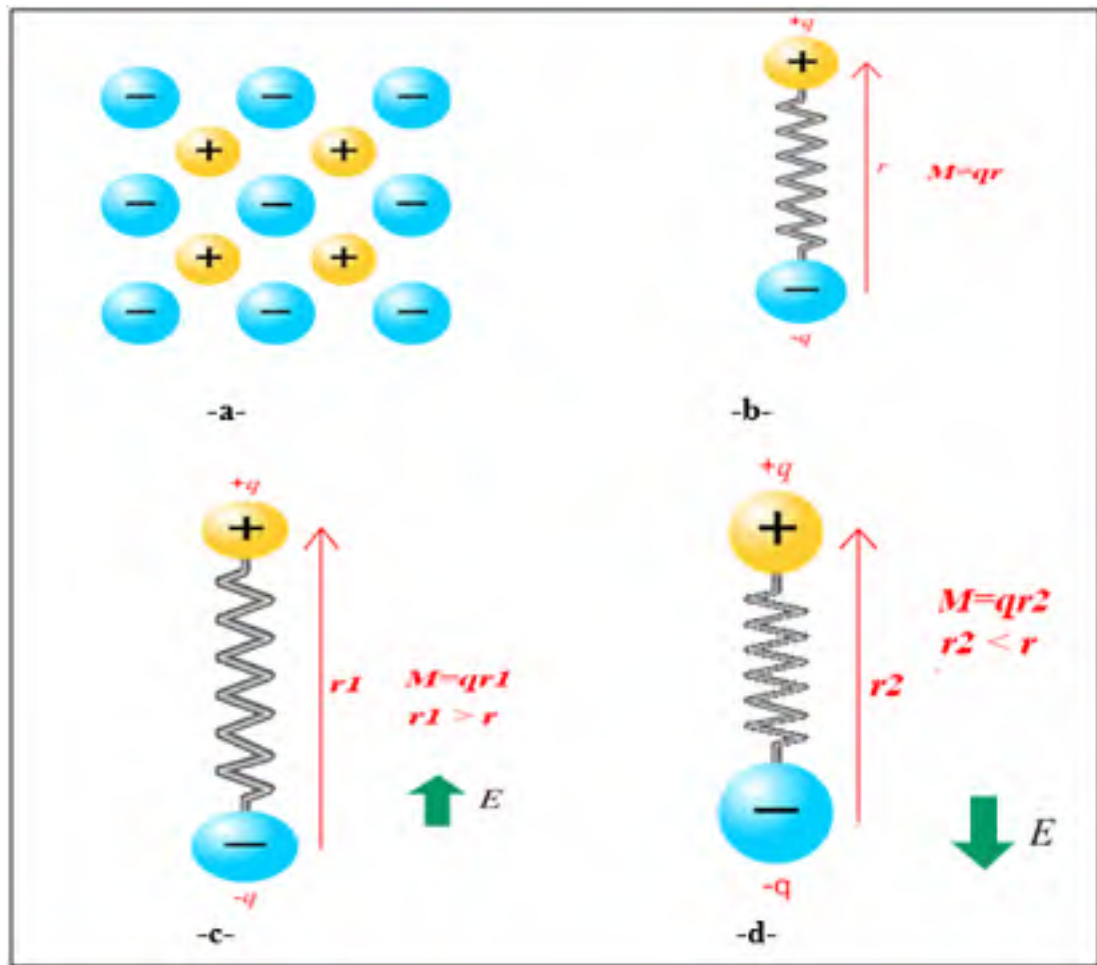


Figure 3-3 -a- Structure ionique d'un matériau diélectrique -b- Une paire ionique possédant déjà un M -c- Augmentation de M de la paire ionique suite à un champ E de polarité positive -d- Diminution de M suite à un champ E de polarité négative [19]

Le déplacement des atomes ou des groupes d'atomes chargés a comme conséquence la polarisation moléculaire ou ionique. Cette polarisation se produit dans les matériaux diélectriques polaires et non polaires. En raison de leur masse beaucoup plus grande, les noyaux atomiques ont des fréquences normales de vibration dans la région du spectre infrarouge (entre 3×10^{11} Hz et 4×10^{14} Hz), considérablement inférieures à celles des vibrations électroniques. La polarisation moléculaire présente souvent un coefficient légèrement positif de la température due à l'augmentation des vibrations thermiques qui tendent à induire la dissociation des charges positives et négatives dans la structure du matériau diélectrique [21]. La polarisation moléculaire peut être déterminée par la différence entre la polarisation totale

et la somme de la polarisation électronique et la polarisation d'orientation (présentée dans le paragraphe suivant). Sa grandeur est habituellement de 1% à 15% de la polarisation électronique, cependant dans certains composés elle peut atteindre une valeur d'environ 30% de la polarisation électronique.

3.1.3 Polarisation dipolaire ou d'orientation

Cette polarisation est due à l'effet du champ appliqué sur l'orientation des molécules ayant un moment de dipôle permanent, qui existe déjà en l'absence d'un champ électrique. Les moments de dipôle permanents existent dans quelques molécules en vertu d'un arrangement asymétrique des régions chargées positivement et négativement. De telles molécules se nomment les molécules polaires. En l'absence d'un champ externe, ces molécules se dirigent dans toutes les directions et oscillent continuellement d'une orientation à une autre due à l'agitation thermique. À n'importe quel instant donné, les dipôles seront orientés aléatoirement et aucun moment de dipôle net ne sera produit. Cependant, avec l'application d'un champ externe les moments de dipôles permanents développent un couple qui tend à les orienter dans la direction du champ puisque les forces résistantes au déplacement sont beaucoup plus faibles que les forces primaires de liaison dans les atomes ou entre les atomes voisins. En conséquence une polarisation de dipôle ou d'orientation peut surgir. La Figure 3-4 présente les différentes étapes (de la Figure 3-4-a à la Figure 3-4-d) menant à la création d'une polarisation d'orientation.

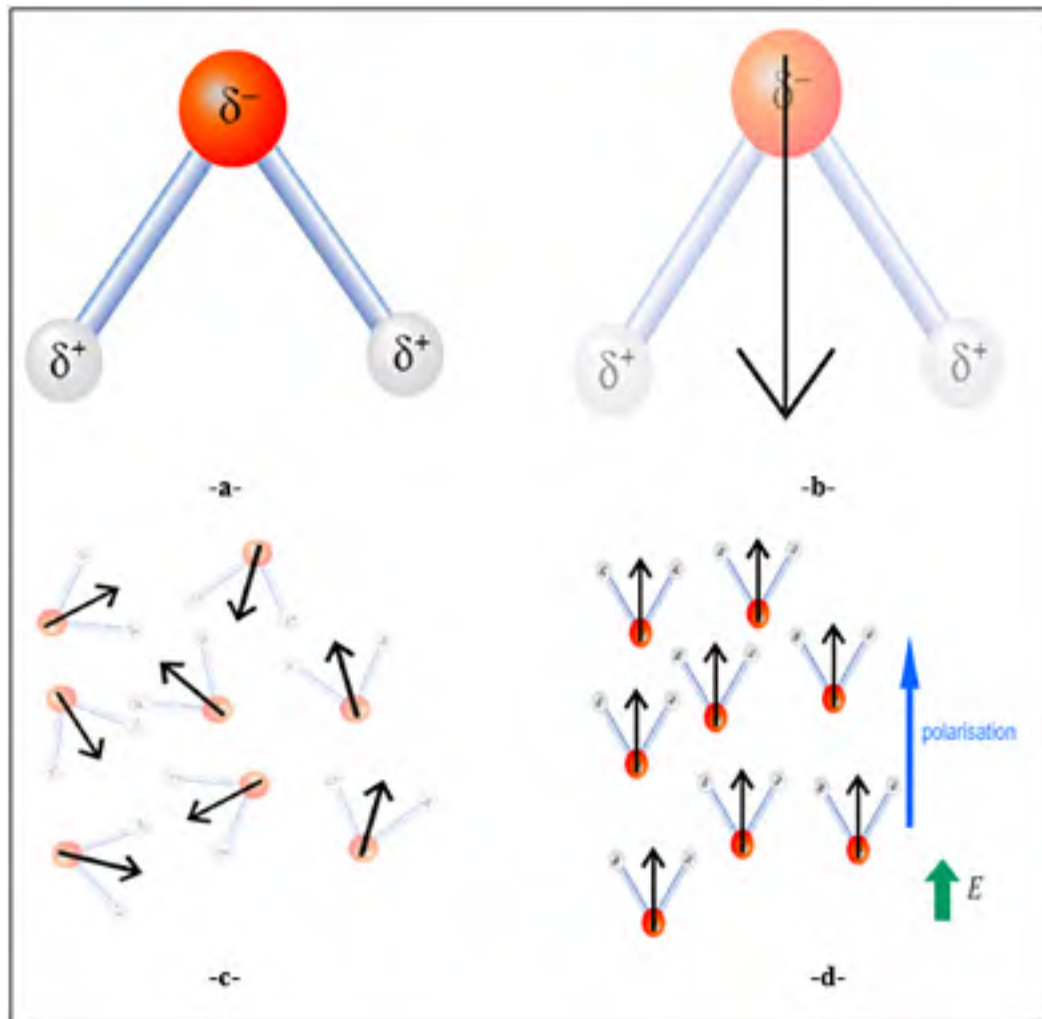


Figure 3-4 a- Représentation des charges dans une molécule H₂O -b- Un dipôle permanent est toujours représenté par une flèche -c- Arrangement aléatoire des dipôles d'une molécule H₂O sous l'effet du mouvement thermique et en absence de E -d- Les dipôles électriques tendent à s'aligner avec le champ E produisant une polarisation d'orientation [19]

Dans le cas d'une polarisation dipolaire ou d'orientation, le composant mobile de la structure (c.-à-d., le dipôle permanent) est beaucoup plus grand qu'un électron ou un atome individuel. En conséquence, la polarisation dipolaire est lente par rapport aux polarisations électronique et moléculaire. Elle se produit aux fréquences radios et aux fréquences audio ou même à de plus basses fréquences dans le cas de dipôles associés à des chaînes polymériques. D'ailleurs, les forces s'opposant au déplacement ne sont pas élastiques mais se comportent comme un

milieu visqueux dans lequel les dipôles tournent. La polarisation de dipôle a comme conséquence une absorption d'énergie, permettant aux dipôles de passer d'une position d'équilibre à une autre. Cette énergie peut également être dissipée sous forme de chaleur due au frottement entre les dipôles oscillants et les atomes ou les molécules adjacentes.

3.2 Condensateur

Un condensateur est un dispositif utilisé pour stocker une charge électrique. Il se compose normalement de deux plaquettes ou armatures conductrices entre lesquelles un matériau diélectrique est inséré. Dans quelques applications, le vide est utilisé à la place du matériau diélectrique. Chaque condensateur a une capacité C , exprimée en farads (F). Cette capacité est définie par le rapport entre la charge électrique Q des deux plaquettes et la tension V aux bornes de ces deux plaquettes, tel qu'illustré sur la Figure 3-5. L'équation de la capacité est donc :

$$C = \frac{Q}{V} \quad (3.2)$$

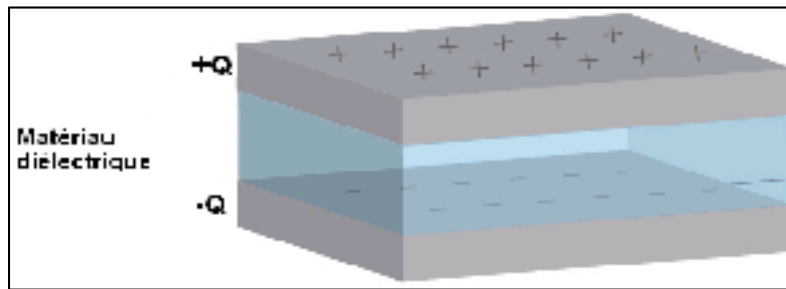


Figure 3-5 Représentation générale d'un condensateur en présence d'un diélectrique [19]

La capacité est affectée par divers facteurs, tels que la géométrie du condensateur, toutefois nous traiterons ici seulement l'effet du matériau diélectrique choisi pour occuper l'espace entre les plaquettes. La Figure 3-6-a, représente un condensateur dont le diélectrique est du vide. Si on insère à la place du vide un diélectrique quelconque, tel qu'illustré sur la Figure 3-6-b, un champ électrique est créé entre les deux plaquettes puisque celles-ci ont des charges électriques opposées. En réponse à ce champ, le diélectrique développera une polarisation. Il en résulte

une apparition d'un champ électrique interne, entre les parties du diélectrique en contact avec les deux plaquettes du condensateur, opposé à celui créé initialement entre les deux plaquettes du condensateur. Le résultat est un champ électrique plus faible entre les deux plaquettes, observé sur la Figure 3-6-c par une diminution de la chute de tension entre les deux plaquettes du condensateur (de 0.86V à 0.76V). De ce fait, on peut dire que l'insertion du diélectrique a augmenté la valeur de la capacité C exprimée par l'équation 3-2.

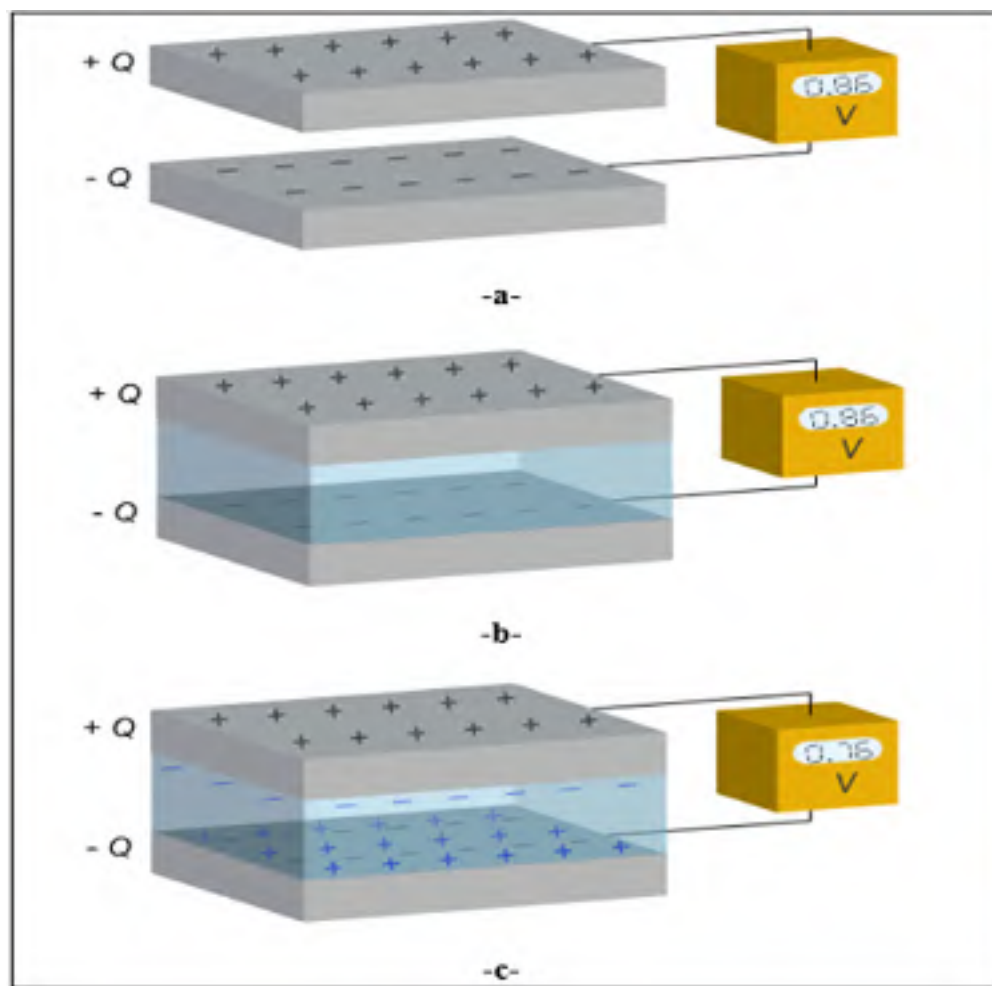


Figure 3-6 a- Condensateur en absence d'un diélectrique
 -b- Insertion d'un diélectrique qui développera une polarisation sous l'effet du champ électrique entre les deux plaquettes
 -c- Développement d'un champ électrique interne opposé à celui entre les deux plaques diminuant ainsi la tension entre les plaquettes [19]

3.3 Constante diélectrique (Permittivité relative)

La constante diélectrique d'un matériau est le ratio entre la capacité d'un condensateur contenant un diélectrique, C , et la capacité d'un condensateur identique contenant du vide, C_0 , tel qu'illustré sur la Figure 3-7-a. Elle est aussi reliée à la permittivité du matériau. En effet, la permittivité est une quantité qui décrit l'effet du matériau diélectrique sur le champ électrique.

Puisque le matériau diélectrique réduit le champ électrique en devenant polarisé, la permittivité exprime la capacité d'un matériau de se polariser en réponse au champ électrique qui lui est appliqué. La constante diélectrique (parfois appelée la permittivité diélectrique relative) est le rapport de la permittivité du diélectrique et la permittivité d'un vide, tel qu'illustré sur la Figure 3-7-b. Ainsi plus la polarisation développée par un matériau, en réponse à un champ électrique donné, est grande, plus la constante diélectrique sera grande. L'équation suivante, donne les deux expressions de la constante diélectrique ϵ_r :

$$\epsilon_r = \frac{\epsilon}{\epsilon_0} = \frac{C}{C_0} \quad (3.3)$$

avec ϵ est la permittivité du diélectrique, ϵ_0 est la permittivité du vide, C est la capacité d'un condensateur contenant un diélectrique, C_0 est la capacité d'un condensateur rempli du vide.

Note : Sur les deux Figures (Figure 3-7-a et Figure 3-7-b) présentées ci-dessous, les flèches vertes représentent le champ électrique.

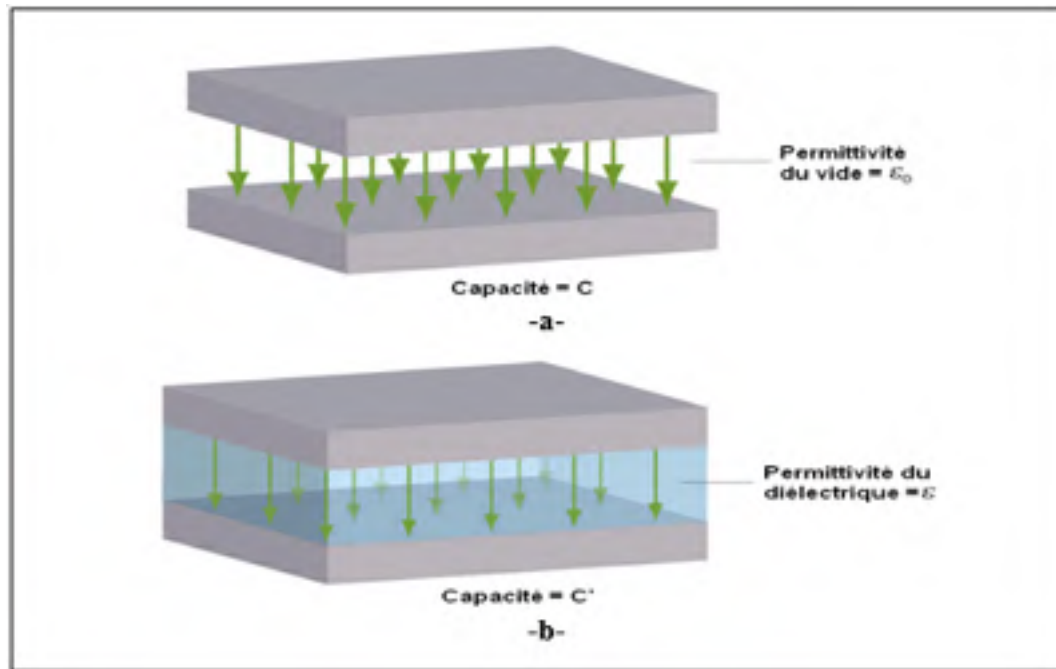


Figure 3-7 a- Condensateur rempli par le vide ayant une capacité C et une permittivité -b- L'insertion d'un diélectrique change la valeur de la capacité du condensateur est devient C' et la permittivité devient propre au diélectrique utilisé [19]

3.4 Variation de la constante diélectrique dans un champ alternatif

On vient de voir qu'un diélectrique devient polarisé dans un champ électrique. Si le champ électrique change de direction continuellement dans un mouvement alternatif, la direction de la polarisation change aussi afin de s'aligner avec ce champ. Ceci ne peut pas se produire instantanément : un certain temps est nécessaire pour que le mouvement des charges ou la rotation des dipôles prenne effet. Ce temps est appelé le temps de relaxation. Dans un champ électrique alternatif les mécanismes de polarisation électronique et moléculaire se comportent comme des oscillateurs harmoniques atténués (comme un système masse-ressort). Dans le domaine fréquentiel, ces mécanismes entraînent une variation de la permittivité telle qu'illustré schématiquement à la Figure 3-8-a. Ce dernier est représenté par des pics, aux fréquences de résonance des modes de polarisation électronique et moléculaire, sur la courbe représentant la constante diélectrique en fonction de la fréquence (Figure 3-8-a). À mesure que la fréquence

augmente, la polarisation du matériau diminue pendant que chaque mécanisme de polarisation cesse de contribuer, et par conséquent sa constante diélectrique diminue tel qu'illustré sur la Figure 3-8-b. Aux fréquences plus élevées le mouvement des charges ne peut pas suivre le champ alternatif, et le mécanisme de polarisation cesse de contribuer à la polarisation du diélectrique tel qu'illustré sur la Figure 3-8-c.

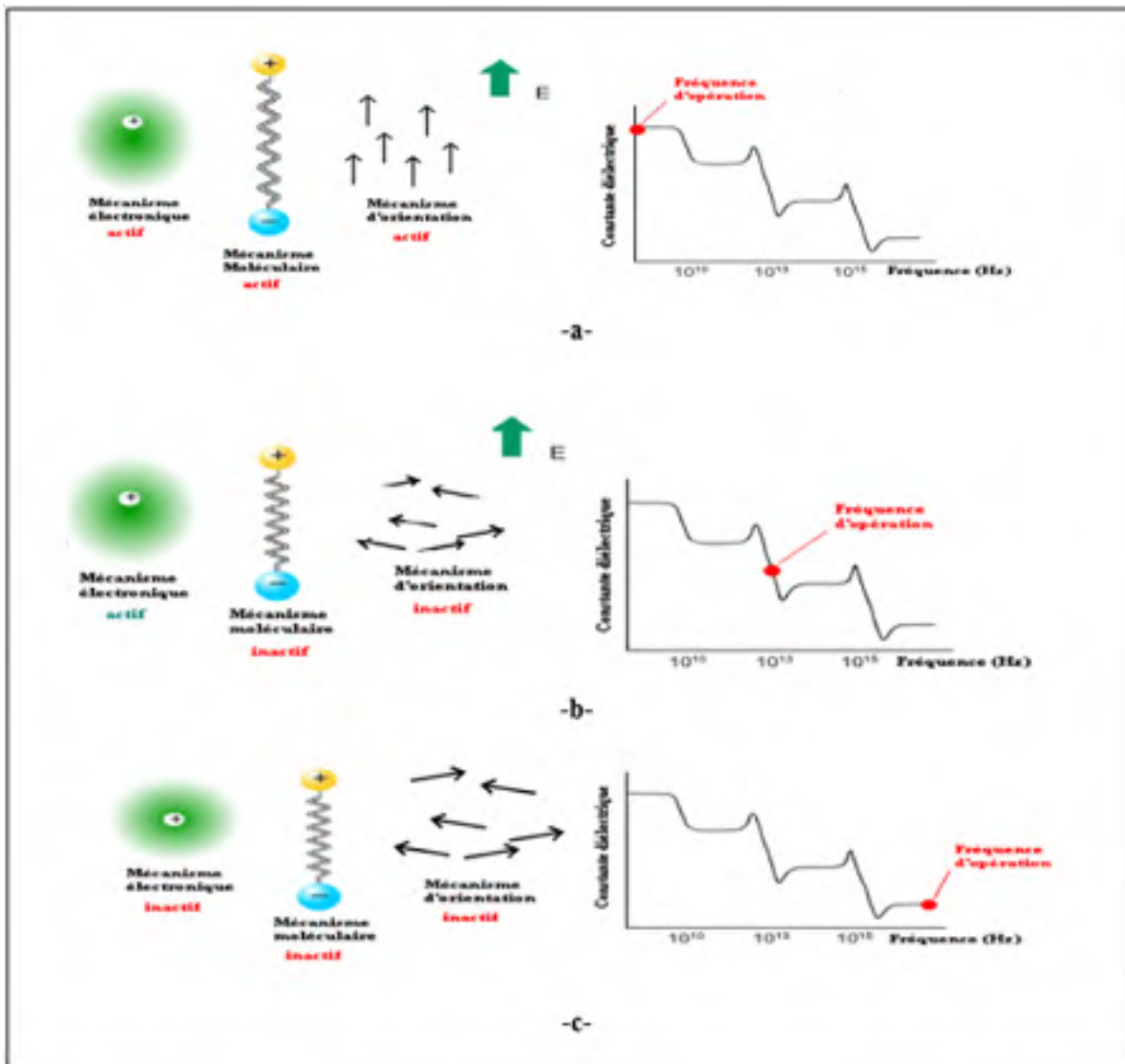


Figure 3-8 a- Les trois mécanismes de la polarisation sont actifs aux basses fréquences -b- Dans la plage fréquentielle entre l'infrarouge et l'ultraviolet seul le mécanisme de la polarisation électronique reste actif -c- Aux très hautes fréquences aucun mécanisme ne participe à la polarisation du diélectrique [19]

3.5 Effet de la structure sur la constante diélectrique

Dans un matériau diélectrique, plus les mécanismes de polarisation sont disponibles plus sa constante diélectrique sera grande. Par exemple, les matériaux avec des dipôles permanents ont de plus grandes constantes diélectriques que les matériaux non polaires semblables. En outre, plus ces divers mécanismes de polarisation peuvent agir plus facilement, plus la constante diélectrique sera grande. Dans le cas de certains polymères, plus les chaînes sont mobiles (c.-à-d. plus le degré de cristallinité est bas) plus la constante diélectrique sera élevée. Dans le cas des structures polaires, l'amplitude du dipôle affecte également l'amplitude de la polarisation, et par conséquent la constante diélectrique. Pour des cristaux avec des structures non centrosymétriques, comme le titanate de baryum, on observe de grandes polarisations spontanées et conséquemment de grandes constantes diélectriques. Inversement, un gaz polaire tend à avoir de plus petits dipôles, et sa faible densité signifie également que la polarisation est faible, donc les gaz polaires ont des constantes diélectriques inférieures à celles des solides ou des liquides polaires. L'argument de la densité s'applique aussi pour les gaz non polaires en comparaison avec les solides ou les liquides non polaires. La Figure 3-9 ci-dessous donne les valeurs des constantes diélectriques pour certains matériaux.





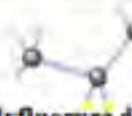

Matériau	Constante diélectrique	Matériau	Constante diélectrique
 Titanate zirconate de plomb (PZT)	~2000	 Caoutchouc naturel	~4
 Fluorure d'hydrogène	~80	 Polypropylène	~2
 Polyfluorure de vinylidène	~10	 Azote	~1

Figure 3-9 Valeurs de la constante de temps pour certain matériaux [19]

3.6 Pertes diélectriques

Un diélectrique efficace supporte une charge variable avec une dissipation minimale de l'énergie sous forme de chaleur. Il y a deux formes principales de perte qui peuvent absorber l'énergie dans un diélectrique, en l'occurrence la perte de conduction et la perte diélectrique. La perte par conduction surviendra lors du passage d'un courant électrique à travers un matériau causant ainsi une dissipation d'énergie par effet Joule. La perte diélectrique est la dissipation de l'énergie par le mouvement des charges dans un champ électromagnétique alternatif à mesure que la polarisation change de direction. Elle est particulièrement élevée aux fréquences de relaxation ou de résonance des mécanismes de polarisation dû au fait que la polarisation développe un champ interne opposé au champ appliqué, causant ainsi une interaction entre le champ et la polarisation du diélectrique qui se transforme en chaleur. La Figure 3-10, ci-dessous, illustre cette situation. Notons que la constante diélectrique chute pendant que chaque mécanisme de polarisation devient incapable de suivre le changement de la direction du champ électrique. La perte diélectrique tend à être plus élevée dans les matériaux ayant des constantes diélectriques plus élevées. En conséquence, ces matériaux sont moins utilisés en pratique pour des applications en électrotechnique.

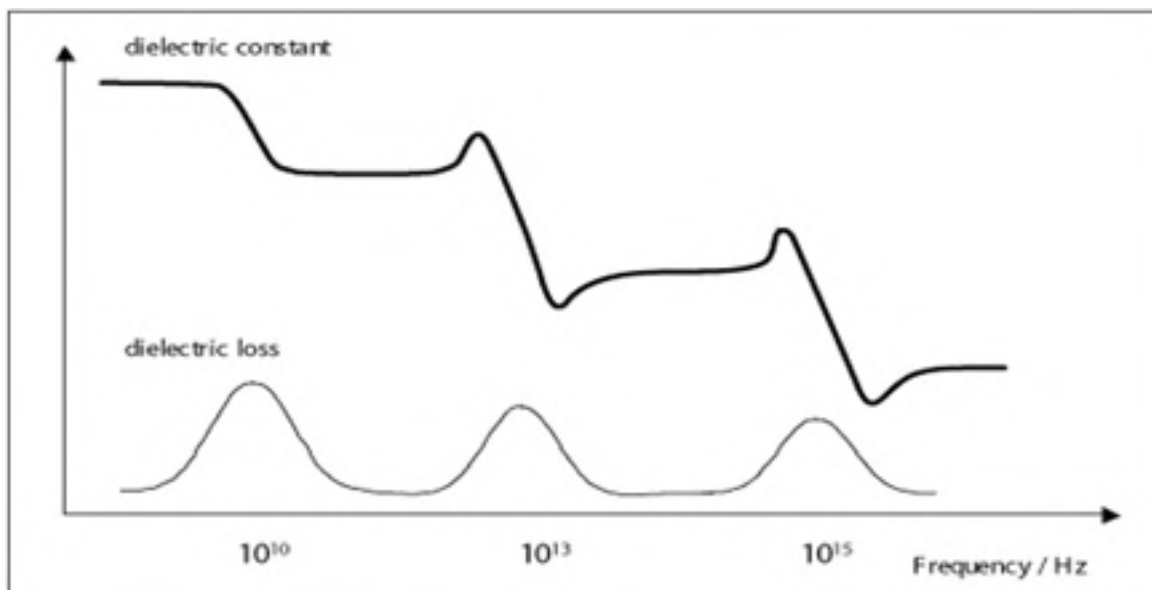


Figure 3-10 La perte diélectrique et la constante diélectrique en fonction de la fréquence

3.7 Rupture diélectrique

Aux champs électriques élevés, un matériau qui est normalement un isolateur électrique peut commencer à conduire de l'électricité - c.-à-d. il cesse d'agir en tant que diélectrique. Ce phénomène est connu sous le nom de rupture diélectrique ou de claquage. Selon Fothergill [22], la rupture ou le claquage diélectrique est un événement qui est soudaine et catastrophique et le système d'isolation électrique ne peut plus résister à la tension de service découlant de la rupture. Chaque matériau est caractérisé par une valeur de la force de champ électrique à laquelle la rupture diélectrique surviendra. Ce phénomène est appelé le champ de claquage ou la rigidité diélectrique. Typiquement les valeurs de la rigidité diélectrique se situent dans la gamme de 10^6 V/m à 10^9 V/m. La valeur de la rigidité diélectrique dépend de beaucoup de facteurs comme la température, la présence d'humidité ou de contaminants, la géométrie, le volume d'isolant, etc. Le calcul de ces champs de rupture est d'une importance considérable pour l'ingénierie des équipements haute tension.

Généralement, un système d'isolation est composé d'une combinaison de matériaux solides, gazeux et mêmes liquides. Les matériaux solides isolants sont toujours présents dans les structures haute tension. Ils servent à la fois de supports mécaniques pour les pièces conductrices et de matériaux isolants pour séparer ces pièces les unes des autres.

La valeur intrinsèque de la tenue diélectrique des solides est la plus haute qui soit et peut en théorie atteindre les 1 000kV/mm. En pratique, les valeurs réelles sont beaucoup plus faibles. Le plus souvent, la rupture va survenir le long d'une surface, ou encore être causée par l'érosion due à des décharges partielles dans des cavités gazeuses ou encore se propager à partir d'un défaut dans une structure arborescente appelée arbre électrique. La Figure 3-11, présentée ci-après, représente la variation du champ de rupture en fonction du temps d'application de la tension.

Parmi les différents mécanismes de claquage qui sont à l'origine de la rupture diélectrique d'une isolation on cite ce qui suit.

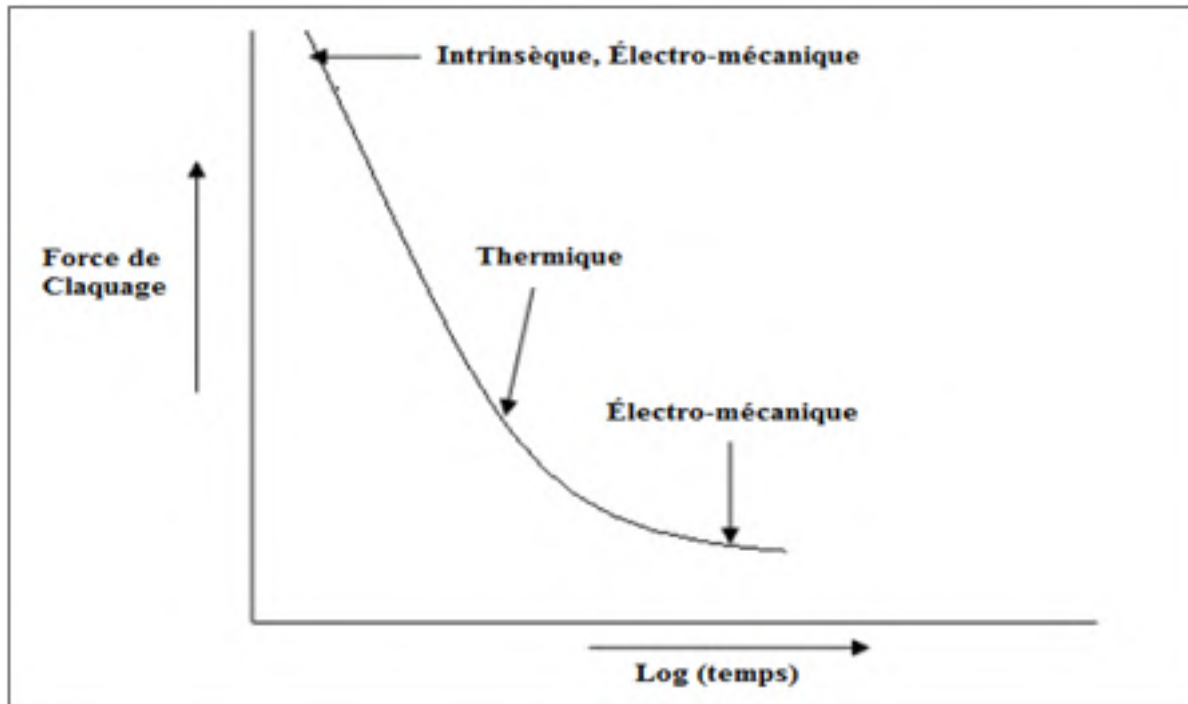


Figure 3-11 Variation de la force du claquage (champ de rupture) en fonction du temps [23]

3.7.1 Claquage intrinsèque ou électronique

La structure électronique des matériaux cristallins peut être caractérisée de façon simplifiée par deux bandes dans lesquelles les électrons peuvent se loger. Ces deux bandes sont la bande de conduction et la bande de valence. Elles sont séparées par une zone dite bande interdite. Les électrons dans la bande de valence sont retenus et ne peuvent pas quitter cette bande facilement. Tandis que les électrons dans la bande de conduction peuvent agir comme des porteurs de charge mobiles. Dans un diélectrique, la bande de valence est à un potentiel plus faible que celui de la bande de conduction. De ce fait, les électrons vont préférentiellement se loger dans la bande de valence. Par conséquent dans un diélectrique et dans des conditions normales, la bande de conduction sera vide. Si un champ électrique supérieur ou égal au champ de claquage est appliqué, beaucoup d'électrons de la bande de valence auront assez d'énergie pour traverser la zone interdite et aller se loger dans la bande de conduction. Puisque les électrons dans la bande de conduction vont agir comme des porteurs de charge mobiles, le diélectrique va

conduire de l'énergie au lieu de la stocker causant ainsi un claquage diélectrique de l'isolant. Cette avalanche électronique mènera à une destruction du matériau.

3.7.2 Claquage thermique

Lorsque, dans un isolant, la conductivité électrique augmente avec la température, la densité de courant, donc des pertes, augmente aussi ce qui chauffe davantage l'isolant. En absence d'une dissipation thermique suffisante, un emballement thermique prendra place causant ainsi une rupture diélectrique au système d'isolation.

3.7.3 Claquage électromécanique

Ce mécanisme est provoqué si la pression électrostatique exercée par les électrodes sur l'isolant est trop importante. Ceci entraîne une diminution de l'épaisseur de l'isolant et par voie de conséquence une augmentation du champ électrique, ce qui amplifie encore l'effet. Si la pression exercée devient supérieure à la résistance à la compression, la rupture intervient.

3.7.4 Claquage par arborescence électrique

L'arborescence électrique est une structure filamenteuse ramifiée constituée de micro-canaux telle que montrée à la Figure 3-12. Dans les matériels électriques, ces arborescences sont généralement engendrées par des vacuoles et des cavités remplies de gaz. Ces dernières représentent des sièges de décharges qui viennent perforer le solide et dans lequel l'arborescence électrique se prolonge. Ceci mène, dans le cas des solides, à une dégradation irréversible du matériau. Une des façons de retarder la propagation de ce phénomène, par exemple dans le cas des machines tournantes, est d'interposer des écrans à base d'agglomérats de paillettes de mica dans le système d'isolation. La présence de charges de renfort minérales augmente le temps de propagation de l'arborescence, donc le temps de rupture final, mais celui-ci reste inéluctable. Il est donc important de cerner la dimension critique des cavités gazeuses au-delà de laquelle le claquage pourra survenir.

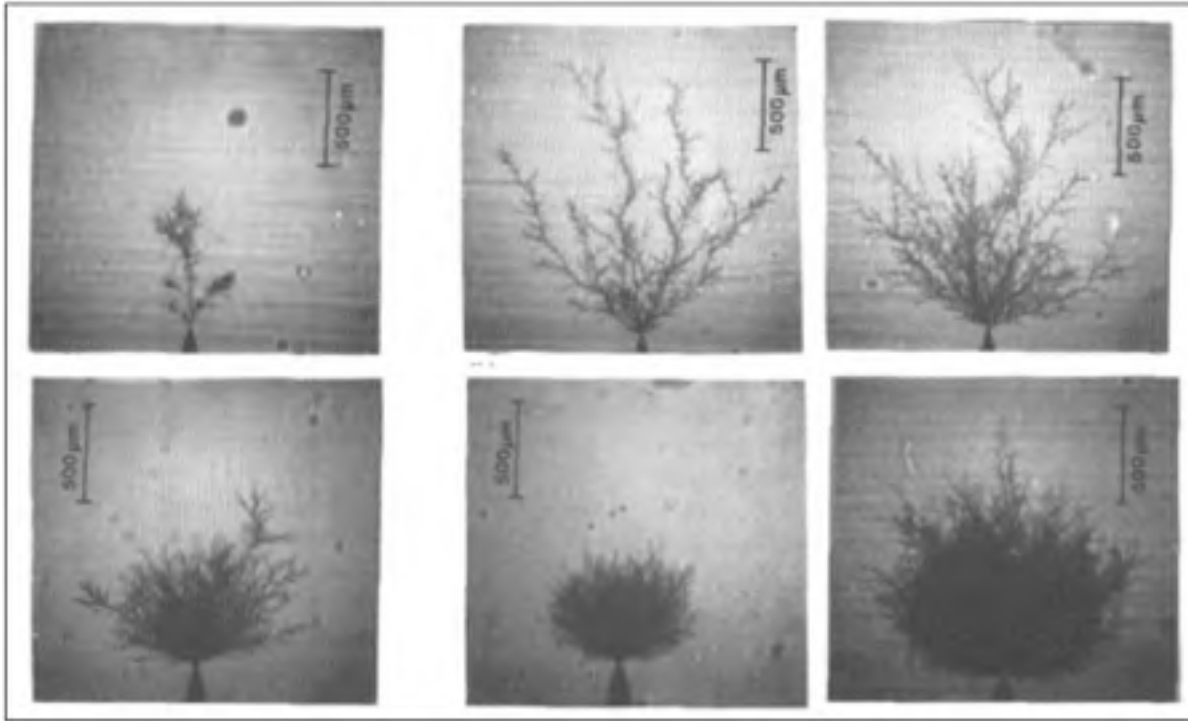


Figure 3-12 Arborescences électriques dans une résine époxyde après 30 minutes à 7, 9, 10, 11, 12.5 et 15 kVeff [24]

3.8 Mesure de la réponse diélectrique

Quand un matériau diélectrique est polarisé l'intensité du champ électrique à l'intérieur de ce matériau est différente de celle en espace libre. Le déplacement électrique est défini comme suit [25]:

$$D(t) = \epsilon_0 E(t) + P(t) \quad (3.4)$$

Où $E(t)$, ϵ_0 et $P(t)$ sont respectivement le champ électrique, la permittivité du vide et la polarisation. La densité de courant $J(t)$ traversant un matériau s'exprime par la relation de Maxwell :

$$J(t) = \sigma E(t) + \frac{\partial D(t)}{\partial t} \quad (3.5)$$

où σ est la conductivité directe. Faisons une combinaison des équations (3.4) et (3.5). On aura:

$$J(t) = \sigma E(t) + \varepsilon_0 \frac{\partial E(t)}{\partial t} + \frac{\partial P(t)}{\partial t} \quad (3.6)$$

La relation entre la polarisation et le champ électrique est réalisée par le biais d'une fonction $f(t)$ appelée la fonction de réponse diélectrique d'un matériau [25]. C'est cette fonction qui caractérise les propriétés diélectriques d'un matériau. Pour pouvoir développer un modèle de la polarisation électrique dans le domaine du temps, il est nécessaire de bien définir cette fonction. Si un champ électrique d'une amplitude E est appliqué aux bornes d'un matériau diélectrique pendant un temps Δt , la polarisation électrique dans le domaine du temps peut être exprimée comme suite :

$$P(t) = \varepsilon_0 \cdot E \cdot \Delta t \cdot f(t) \quad (3.7)$$

ou $f(t)$ est la fonction de la réponse diélectrique. En se basant sur le principe de causalité, on peut conclure que :

$$f(t) = 0 \quad \text{pour } t < 0 \quad (3.8)$$

Aussi, puisque nous considérons seulement les systèmes dans lesquels la polarisation est induite par le champ électrique appliqué, c.-à-d. il n'y a aucune polarisation permanente ou persistance, nous pouvons écrire donc :

$$\lim_{t \rightarrow \infty} f(t) = 0 \quad (3.9)$$

Si on suppose que le matériau diélectrique est linéaire, alors en utilisant le principe de la superposition, on peut supposer que la polarisation électrique d'une succession de fonctions delta est égale à la somme de la polarisation électrique de chaque fonction delta. Une façon de comprendre ça plus facilement, est d'étudier la polarisation électrique totale dans un matériau diélectrique en considérant un champ électrique appliqué sous forme de quelques fonctions delta séparées dans le temps et avec différentes amplitudes telles que montrées sur la Figure

3-13. À partir de cette figure, la polarisation électrique totale dans le matériau diélectrique au moment t peut s'écrire comme suit:

$$P(t) = \varepsilon_0 \cdot \Delta t \cdot (E_1 f(t-t_1) + E_2 f(t-t_2) + E_3 f(t-t_3)) \quad (3.10)$$

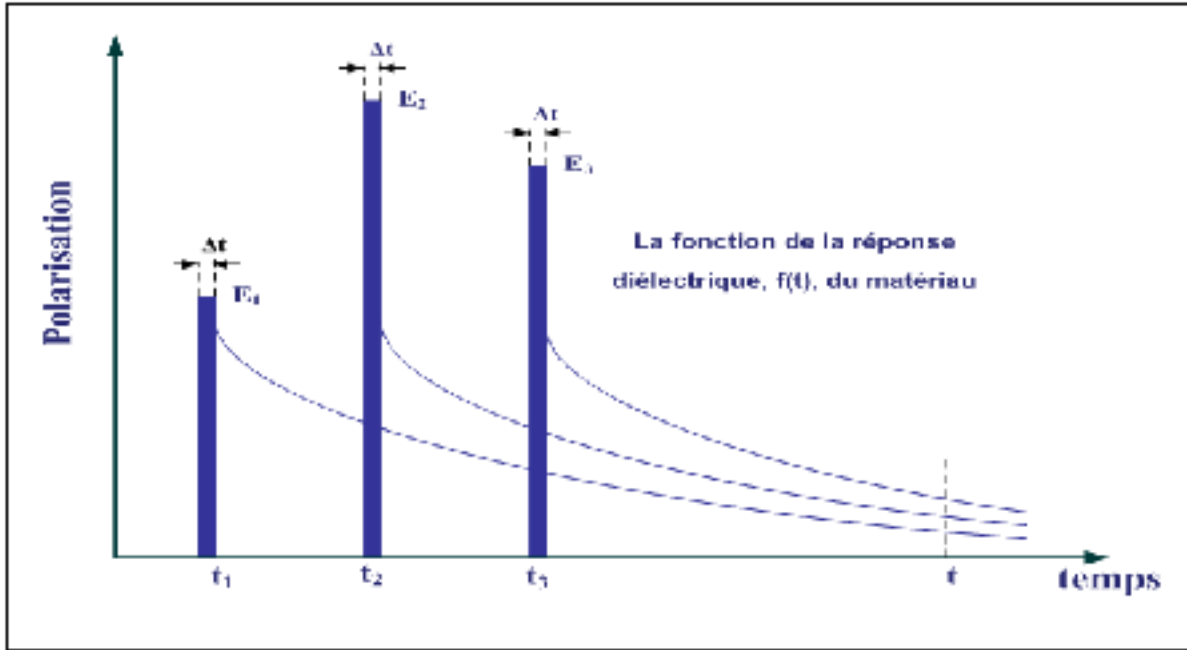


Figure 3-13 Une excitation du matériau par trois différentes fonctions Delta d'amplitudes E_1 , E_2 et E_3 et de durée Δt . La polarisation totale à l'instant t est, selon le théorème de la superposition, la somme de la polarisation de chaque fonction Delta

Pour étendre cette étude à un champ électrique variant de façon quelconque, la polarisation peut s'écrire sous forme d'une somme de fonctions delta de différentes amplitudes. Quand le nombre de fonctions delta tend à l'infini, la polarisation électrique totale peut être exprimée comme une intégrale de convolution entre la fonction de la réponse diélectrique et le champ électrique [26]. Le résultat est représenté sur la Figure 3-14 et l'équation de la polarisation totale s'écrit :

$$P(t) = \varepsilon_0 \int_0^{\infty} f(\tau) E(t-\tau) d\tau \quad (3.11)$$

où $f(t)$ est la fonction de réponse diélectrique du matériau qui représente l'effet de mémoire dans un isolant électrique. Cette fonction inclut tous les processus de polarisation, en l'occurrence les processus de polarisation rapide et lente.

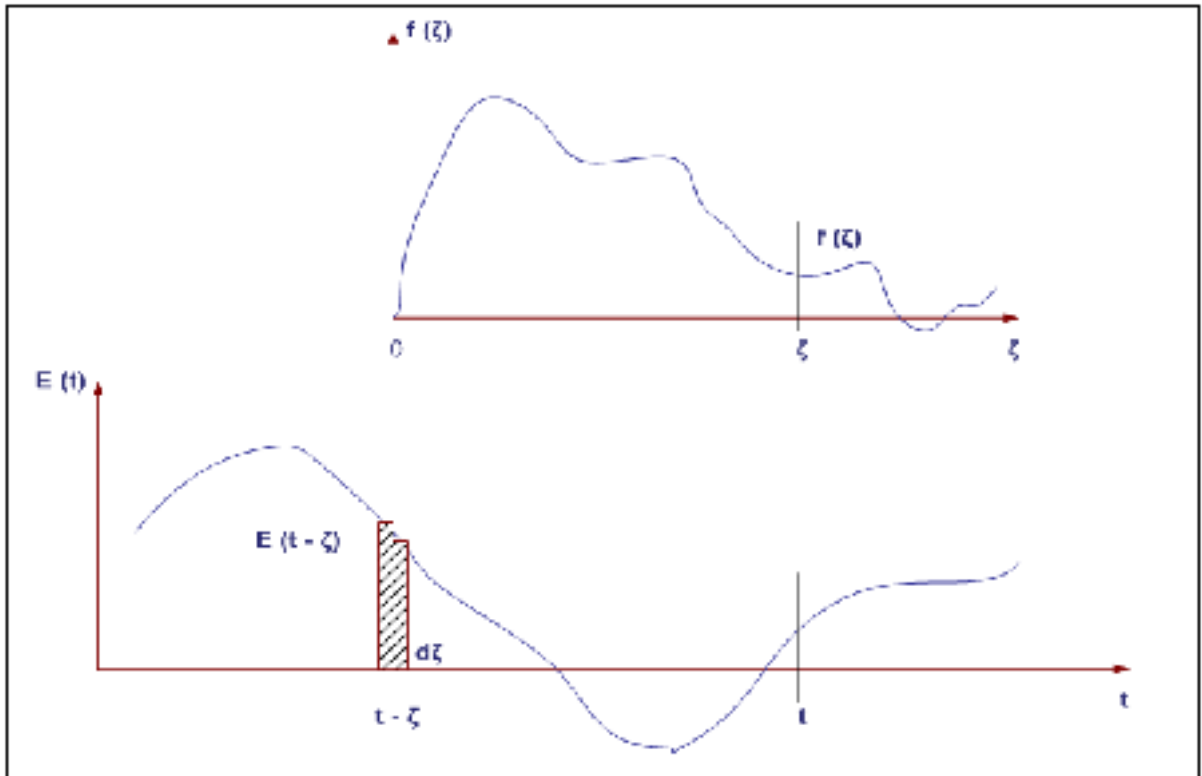


Figure 3-14 Le principe de la déviation de l'intégrale de convolution

L'observation des processus de polarisation rapide dans l'échelle de temps qui nous intéresse n'est pas perceptible, seuls ceux de la polarisation lente le sont. De ce fait, il convient bien de séparer les deux processus de polarisation afin d'isoler ceux qui se produisent dans la gamme de fréquences expérimentale. Ceci nous mène à écrire ce qui suit [27]:

$$\begin{cases} \int_0^{t_s} f(t) dt = \chi_\infty = \epsilon_\infty - 1 \\ f(t) = f_s(t) \quad t > t_s \end{cases} \quad (3.12)$$

où χ_∞ est la susceptibilité haute fréquence, ϵ_∞ est le composant de la permittivité haute fréquence et $f_s(t)$ est la fonction de la réponse diélectrique du matériau lors des processus de polarisation lente et t_s est un temps très court. La densité du courant à travers ce matériau diélectrique, en combinant les équations (3.6), (3.11) et (3.12), est donnée par l'équation suivante :

$$J(t) = \sigma E(t) + \epsilon_0 \frac{d}{dt} \left\{ \epsilon_\infty E(t) + \int_0^t f_s(\tau) E(t-\tau) d\tau \right\} \quad (3.13)$$

3.8.1 Mesure dans le domaine du temps

La polarisation électrique $P(t)$ dans un matériau peut être divisée en deux termes, un terme qui représente le processus de la polarisation rapide tandis que l'autre représente celui de la polarisation lente.

$$P(t) = \epsilon_0 (\epsilon_\infty - 1) E(t) + \Delta P(t) \quad (3.14)$$

$$P(t) = \underbrace{\epsilon_0 (\epsilon_\infty - 1) E(t)}_{\text{Polarisation rapide}} + \underbrace{\epsilon_0 \int_0^t f(\tau) E(t-\tau) d\tau}_{\text{Polarisation lente}} \quad (3.15)$$

Le terme de la polarisation rapide suit le champ électrique appliqué, alors que celui de la polarisation lente est construit à partir d'une intégrale de convolution entre le champ électrique appliqué et la fonction $f(t)$, présentée ci-dessus. Le processus de la polarisation lente ne peut pas être mesuré directement, mais la mesure des courants de charge et de décharge dans le domaine du temps donne le comportement du processus de la polarisation lente dans un isolant électrique. Assumant un matériau homogène, le champ électrique $E(t)$ peut être considéré comme issu d'une tension externe $u(t)$. Ainsi, le courant $i(t)$ peut être exprimé à partir de l'équation (3.13) comme suit:

$$i(t) = C_0 \left[\frac{\sigma}{\epsilon_0} u(t) + \epsilon_\infty \frac{du(t)}{dt} + \frac{d}{dt} \int_0^t f(t-\tau) u(\tau) d\tau \right] \quad (3.16)$$

Dans le cas d'une fonction échelon de tension, on a :

$$u(t) = \begin{cases} 0 & \text{à } t < 0 \\ U_c & \text{à } 0 \leq t \leq t_{ch} \\ 0 & \text{à } t > t_{ch} \end{cases}$$

L'équation ci-dessus assume que l'échantillon à tester est totalement déchargé et qu'une tension U_c est appliquée à $t=0$, durant un certain temps de charge t_{ch} puis court-circuité tout en mesurant le courant de décharge pendant un temps t_{dech} .

Physiquement, cette expérience est tout à fait équivalente à appliquer un échelon de tension $+U_c$ durant toute la durée de la charge et de la décharge et à superposer à cet échelon de tension un échelon inverse $-U_c$ à partir de t_{dech} (théorème de superposition), tel qu'il est illustré sur la Figure 3-15 ci-dessous.

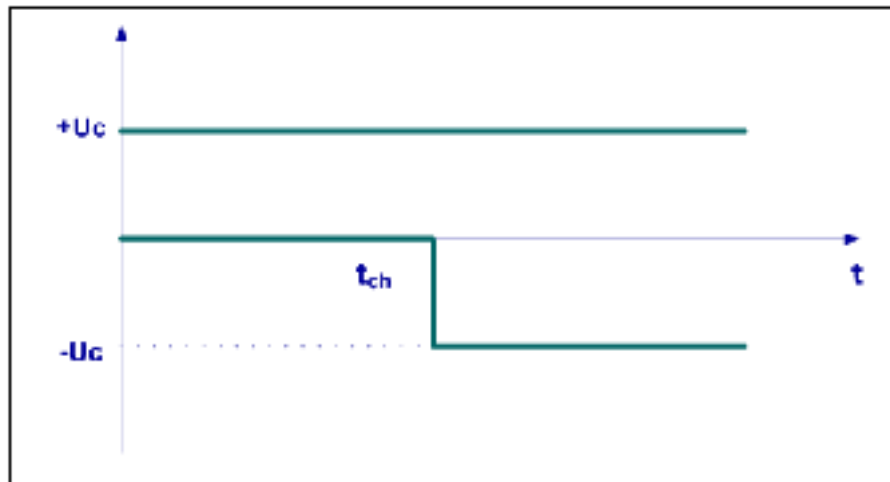


Figure 3-15 Technique de superposition

Le courant de charge $i_{ch}(t)$ et le courant de décharge $i_{dech}(t)$, s'expriment alors comme suit :

$$i_{ch}(t) = \frac{C_0 \sigma}{\epsilon_0} U_c + U_c C_0 [\epsilon_\infty \delta(t) + f(t)] \quad 0 \leq t \leq t_{ch} \quad (3.17)$$

$$i_{dech}(t) = -U_c C_0 [\epsilon_\infty \delta(t) + f(t - t_{ch}) - f(t)] \quad t > t_{ch} \quad (3.18)$$

Le courant de décharge $i_{dech}(t)$ représente la relaxation du processus de polarisation. Il est, pour des grandes valeurs de t_{ch} , proportionnel à la fonction de réponse diélectrique [12] :

$$f(t) \approx -\frac{i_{dech}(t)}{C_0 U_C} \quad (3.19)$$

où le temps est remis à zéro au début de la période de décharge. Donc, il est possible d'estimer à partir des équations (3.17) et (3.18) la conductivité directe σ :

$$\sigma = \frac{\epsilon_0}{C_0 U_c} [i_{ch}(t) + i_{dech}(t)] \quad (3.20)$$

Les courants de charge et de décharge de l'équation ci-dessus ont bien entendu des signes opposés et ainsi les contributions associées à la fonction de réponse s'annulent. Chaque isolant électrique a sa propre et unique fonction de réponse diélectrique. Des fonctions de réponse diélectrique typiques, représentant les processus de polarisation lente trouvés dans des isolants électriques, sont présentées à la Figure 3-16 [26].

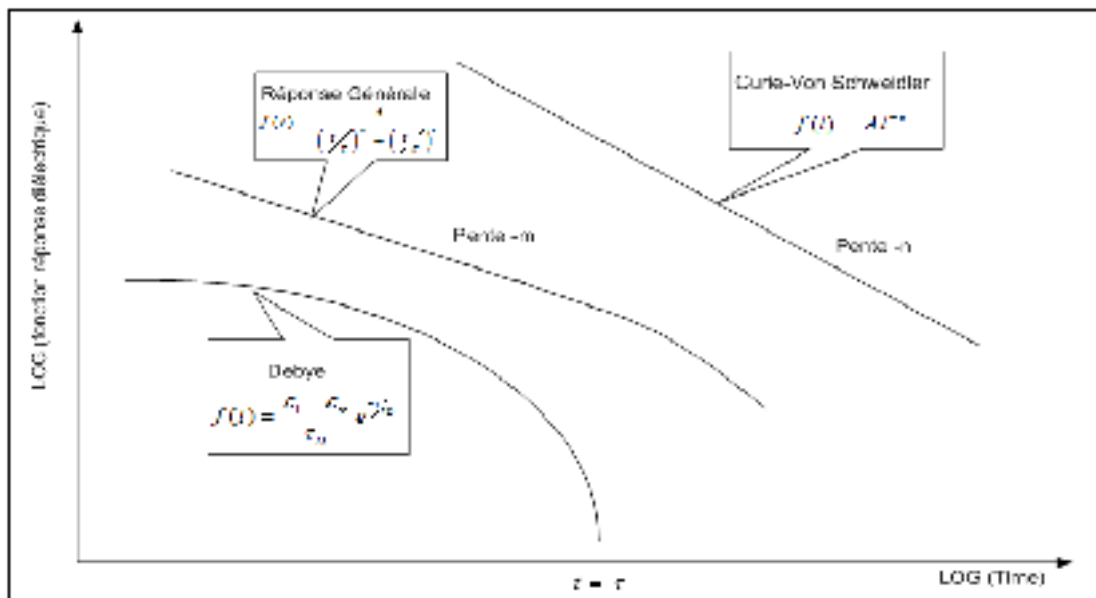


Figure 3-16 Différents types de fonction de réponse diélectrique dans le domaine du temps [19]

En pratique, pour un essai sur un système d'isolation réel de machine tournante, les trois composantes du courant circulant à travers l'isolation statorique (courant total) sont : le courant capacitif, le courant d'absorption diélectrique, et le courant de conduction (ou de fuite), soit :

$$I_{charge} = I_{capacitif} + I_{absorption} + I_{conduction} \quad (3.21)$$

3.8.1.1 Courant capacitif (I_{cap})

Le courant capacitif est cette composante attribuable à la capacité entre l'enroulement et la masse et est égal aux variations de la tension appliquée en fonction des variations du temps t multipliées par la capacité géométrique C . On a donc :

$$I_{capacitif} = C \frac{du(t)}{dt} \quad (3.22)$$

La capacité C est la capacité telle que mesurée par le multimètre et correspond essentiellement au produit ϵ_{∞} par C_0 de l'équation (3.16). Elle dépend de la géométrie et de la permittivité des matériaux isolants. Lorsqu'une résistance instrumentale en série est utilisée et que la tension appliquée $u(t)$ est un échelon de tension de valeur U_c , le courant capacitif prend la forme suivante :

$$I_{capacitif} = \frac{U_c}{R} e^{-t/RC} \quad (3.23)$$

où R est la résistance série. En pratique on joue sur la valeur de la résistance en série pour ajuster la constante du temps. Dans le cas où RC est très élevée, le courant capacitif apparaît au début de la courbe de charge et de décharge. Après l'application de la tension U_c , le courant capacitif décroît exponentiellement à zéro au bout de quelques secondes, tel qu'illustré à la Figure 3-17. La charge de la capacité représente une énergie stockée réversiblement et elle n'est habituellement pas considérée pour l'évaluation de l'état de l'isolation [25]. Elle reflète uniquement l'arrangement instrumental utilisé pour la mesure.

3.8.1.2 Courant d'absorption (I_{abs})

Appelé aussi courant de relaxation diélectrique, ce courant est le plus important parmi les trois contributions du courant total, en vertu du fait qu'il est lié directement à l'état du matériau diélectrique. Il résulte essentiellement des déplacements de charges électriques (électrons ou ions) à l'intérieur du diélectrique et du changement d'orientation de dipôles électriques dans le matériau. La réponse du courant d'absorption, tel qu'indiquée sur la Figure 3-17, lors d'un essai de haute tension, est semblable à la réponse du courant capacitif sauf que le courant d'absorption prend typiquement des minutes voir des heures pour décroître à une valeur négligeable. Une expression empirique usuelle pour le courant d'absorption après l'application d'un échelon de tension U_c est donnée par (loi de Curie-Von Schweidler) :

$$I_{absorption} = K_I U_c t^{-n} \quad (3.24)$$

avec : K_I : constante déterminée par la nature de l'isolant, et la température de l'échantillon (s^{n-1}) ; U_c : la tension appliquée en (volt) ; n : exposant d'absorption de l'échantillon (sa plage est de typiquement de 0,5 à 0,9) ; t : temps de l'application de la tension (s).

3.8.1.3 Courant de conduction directe (I_{dc})

La composante du courant de conduction (ou de fuite) de l'isolation statorique est un courant continue et irréversible résultant de l'application de la tension à travers une isolation imparfaite (Figure 3-17). Il mesure la contribution des charges électriques provenant d'une électrode, traversant l'isolant le long des surfaces ou à travers le volume du diélectrique et atteignant la deuxième électrode. Sa réponse variera en fonction de la température, de l'humidité, de la présence de contaminants. Pour une isolation de haute qualité ce courant est, en général, petit et linéaire (proportionnel à la tension appliquée). À mesure que l'isolation commence à vieillir et s'affaiblir, le courant de fuite augmentera, et à un certain niveau de tension, il deviendra non linéaire ce qui se manifestera par une augmentation positive de la pente de la courbe du courant en fonction de la tension. Une augmentation significative du courant de fuite en fonction de la

tension d'essai peut indiquer un problème imminent au niveau du système d'isolation. Le courant de fuite peut être mesuré par la soustraction des équations (3.17) et (3.18).

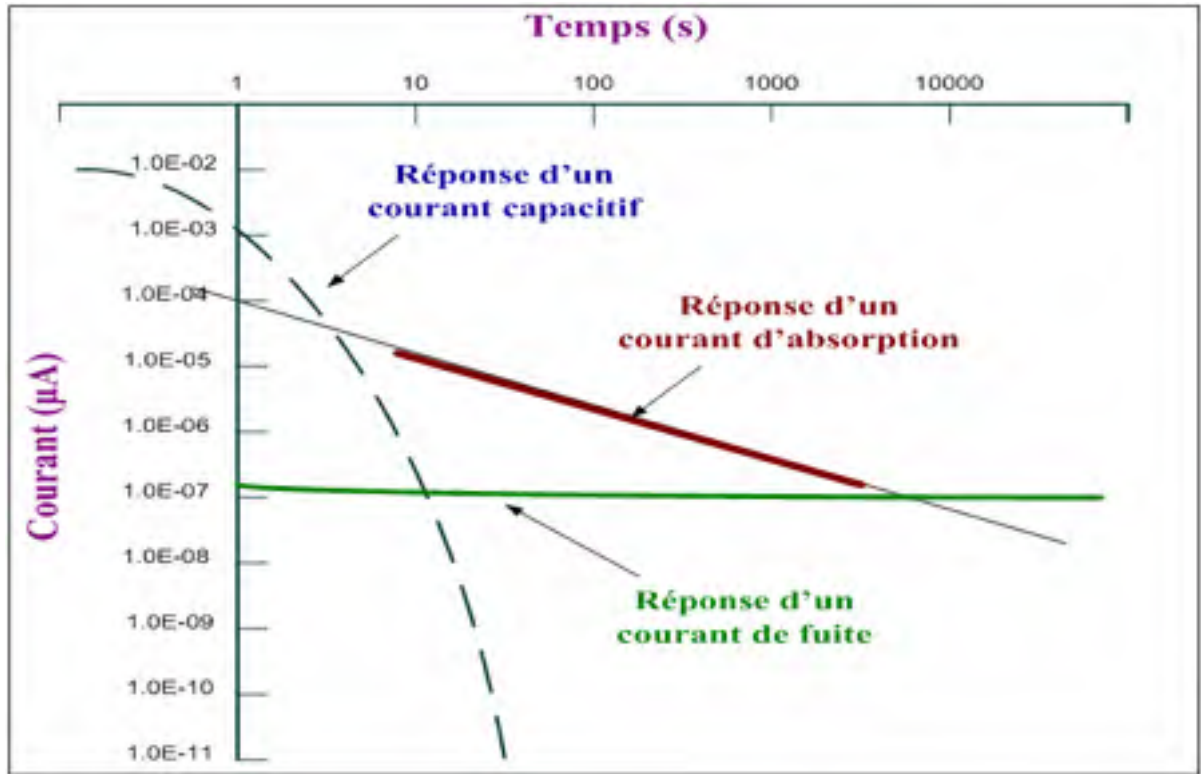


Figure 3-17 Réponse des trois courants formant le courant total (adapté de [28])

3.8.2 Mesures dans le domaine des fréquences

Les mesures dans le domaine de fréquences représentent une autre méthodologie pour obtenir la réponse diélectrique d'un isolant. Dans ce domaine, la susceptibilité est définie à partir de la transformée de Fourier de la fonction de la réponse diélectrique $f(t)$ selon l'expression suivante :

$$\begin{aligned}\chi^*(\omega) &= \chi'(\omega) - i\chi''(\omega) = \int_0^{\infty} f(t) e^{-i\omega t} dt \\ \Rightarrow \chi^*(\omega) &= \int_0^{\infty} f(t) \cos(\omega t) dt - i \int_0^{\infty} f(t) \sin(\omega t) dt\end{aligned}\quad (3.25)$$

La densité du courant total $J(\omega)$ dans un isolant sous un champ électrique périodique $E(\omega) = E_c e^{-i\omega t}$ peut être exprimée par la relation suivante :

$$\hat{J}(\omega) = \sigma \hat{E}(\omega) + \varepsilon_0 i \omega \hat{E}(\omega) + i \omega \left(\varepsilon_0 \chi_\infty \hat{E}(\omega) + \varepsilon_0 (\chi'(\omega) - i \chi''(\omega)) \hat{E}(\omega) \right)$$

$$\hat{J}(\omega) = i \omega \varepsilon_0 \left(\underbrace{1 + \chi_\infty}_{\substack{= \varepsilon_\infty \\ \text{partie capacitive}}} + \underbrace{\chi'(\omega)}_{\text{partie capacitive}} - i \left(\underbrace{\frac{\sigma}{\varepsilon_0 \omega}}_{\substack{\text{perte de conduction} \\ \text{partie résistive}}} + \underbrace{\chi''(\omega)}_{\substack{\text{perte diélectrique} \\ \text{partie résistive}}} \right) \right) \hat{E}(\omega) \quad (A/m^2) \quad (3.26)$$

De l'équation (3.26) on remarque que le courant total est la somme de deux termes distincts. Le premier terme est purement capacitif associé à la capacité de l'échantillon. Tandis que le deuxième terme est de type purement résistif dû, d'un côté, aux pertes ohmiques causées par le mouvement des charges libres dans le matériau, et de l'autre côté, aux pertes de polarisation. La relation entre la permittivité complexe, la susceptibilité électrique et les pertes diélectriques est exprimée comme suit :

$$\varepsilon'(\omega) = 1 + \chi_e + \chi'(\omega)$$

$$\varepsilon''(\omega) = \frac{\sigma}{\omega \varepsilon_0} + \chi''(\omega)$$

$$\varepsilon^*(\omega) = \varepsilon'(\omega) - i \varepsilon''(\omega)$$

En utilisant l'équation (3.26), le courant traversant un échantillon excité par une tension sinusoïdale $\hat{U}_c(\omega)$ est défini par :

$$\hat{I}(\omega) = \left[\varepsilon_r''(\omega) - i \varepsilon_r'(\omega) \right] \omega C_0 \hat{U}_c(\omega)$$

L'isolant électrique entre deux électrodes peut être représenté par une capacité complexe en fonction de la fréquence, de telle sorte que :

$$C^*(\omega) = \frac{\hat{I}(\omega)}{i \omega \hat{U}(\omega)} \quad (3.27)$$

$$C^*(\omega) = C'(\omega) - i C''(\omega) \quad (3.28)$$

La capacité imaginaire représente le terme de perte diélectrique et ω la fréquence angulaire. En pratique, la mesure du courant est limitée entre deux points temporels t_1 et t_2 d'où la plage fréquentielle suivante :

$$\frac{1}{t_1} < \omega < \frac{1}{t_2} \quad (3.29)$$

Les valeurs des capacités réelles et imaginaires peuvent être obtenues en appliquant une transformée de Fourier des mesures du courant en fonction du temps, à partir des équations suivantes :

$$C'(\omega) = \frac{1}{U_c} \int_0^{\infty} i(t) \cos(\omega t) dt + C_{\infty} \quad (3.30)$$

$$C''(\omega) = \frac{1}{U_c} \int_0^{\infty} i(t) \sin(\omega t) dt \quad (3.31)$$

où C_{∞} est la capacité à haute fréquence. La résolution de ces deux dernières équations n'est pas une tâche facile même numériquement, d'où il est plus judicieux de faire appel à des techniques numériques bien adaptées [29-31]. L'approximation d'Hamon [14], est un outil très puissant simplifiant les deux intégrales ci-dessus. Cette approximation nous permet de tirer l'expression de $C''(\omega)$:

$$C''(\omega) \cong \frac{i(0.1/f)}{2\pi f U_c} \quad (3.32)$$

où f est la fréquence en Hz. L'utilisation du courant de charge permet de superposer les pertes dues au courant de conduction directe à celles dues au courant de déplacement. La tangente de l'angle des pertes δ , qui est caractérisée par son indépendance de la géométrie de l'échantillon, est défini par :

$$\tan \delta = \frac{C''(\omega)}{C'(\omega)} \quad (3.33)$$

Si on considère que la partie réelle de la capacité reste plus ou moins constante en fonction de la fréquence, la tangente de l'angle des pertes prend la forme suivante :

$$\operatorname{tg} \delta \approx \frac{i \left(0.1 / f \right)}{2 \pi f U_c C} \quad (3.34)$$

avec C est la capacité de l'échantillon telle que lue par un multimètre.

3.8.3 Influence de la température

La température est un deuxième facteur, qui est au même niveau d'importance que la capacité, si l'analyse est basée sur le principe de comparaison entre des résultats obtenus à des températures différentes. De façon générale, la résistance électrique des diélectriques solides diminue avec la température. Il existe des facteurs de correction publiés dans la norme IEEE Std 43-2013 [6] pouvant s'appliquer à différents types d'isolation. La dépendance entre la température et la résistance électrique des diélectriques solides est habituellement modélisée par une équation empirique. Le paragraphe 1.1 du chapitre 1, présenté précédemment, présente les différentes équations de correction utilisées selon la norme IEEE 43-2013 [6].

CHAPITRE 4

ENROULEMENTS STATORIQUES ET MATÉRIAUX COMPOSITES

4.1 Les enroulements statoriques des moteurs et des générateurs

Les enroulements statoriques des grandes machines synchrones sont composés de trois différentes phases montées en étoile. Le neutre est mis à la masse afin de minimiser l'effort électrique auquel l'isolation de masse statorique est soumise. Chaque phase peut comprendre un circuit simple d'enroulements connectés en série ou deux ou plusieurs circuits parallèles, tel qu'illustré à la Figure 4-1.

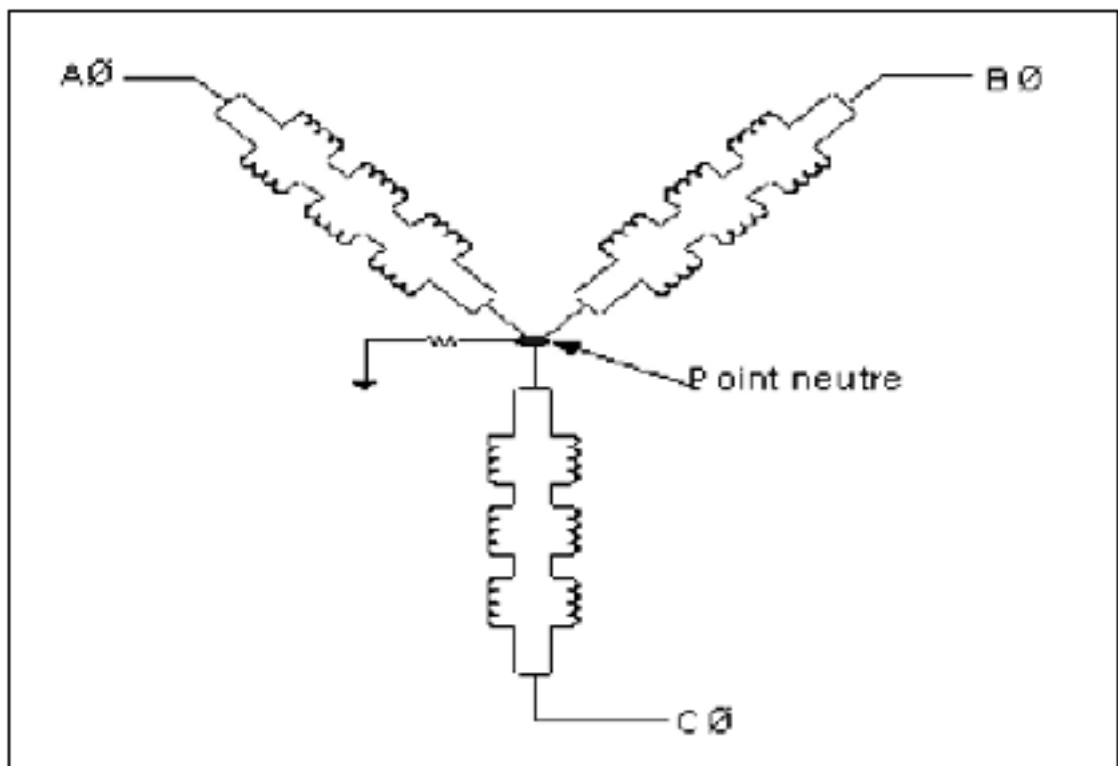


Figure 4-1 Enroulements statoriques composés de trois phases montées en étoile à deux circuits parallèles par phase [18]

Les enroulements statoriques peuvent être fabriqués soit sous forme de bobines complètes ou de barres (appelées aussi barres à conducteurs transposés de type Roebel) Figure 4-2 (a et b). Le bobinage de ces enroulements est en fonction de la tension nominale de la machine et du nombre d'enroulements connectés en série par phase. Le nombre d'enroulements par phase est déterminé par le nombre de pôles dans le rotor et le nombre d'encoches dans le noyau statorique.

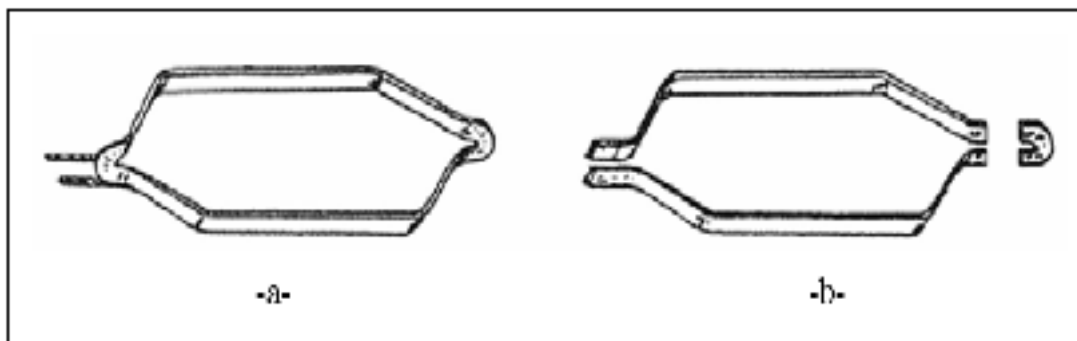


Figure 4-2 -a- Enroulement composé d'une bobine complète.
-b- Enroulement composé de deux barres

Lors de la fabrication des enroulements statoriques, les conducteurs en cuivre sont assemblés puis ils sont enrubannés sur toute la longueur de la barre au moyen d'un ruban composite constitué par deux rubans très minces de tissu de verre préimprégné de résine, entre lesquels est disposée une couche de mica. Chaque barre est ensuite pressée à chaud ou cuite dans un autoclave. Un autre procédé de fabrication est la méthode VPI (Vacuum Pressure Impregnation). Dans la zone de développante (extrémité courbée de la barre, voir Figure 4-3), un revêtement anti-effluves (voir Figure 4-4) en matière légèrement conductrice est utilisé pour améliorer la distribution du champ, afin de limiter l'apparition des décharges partielles [32].

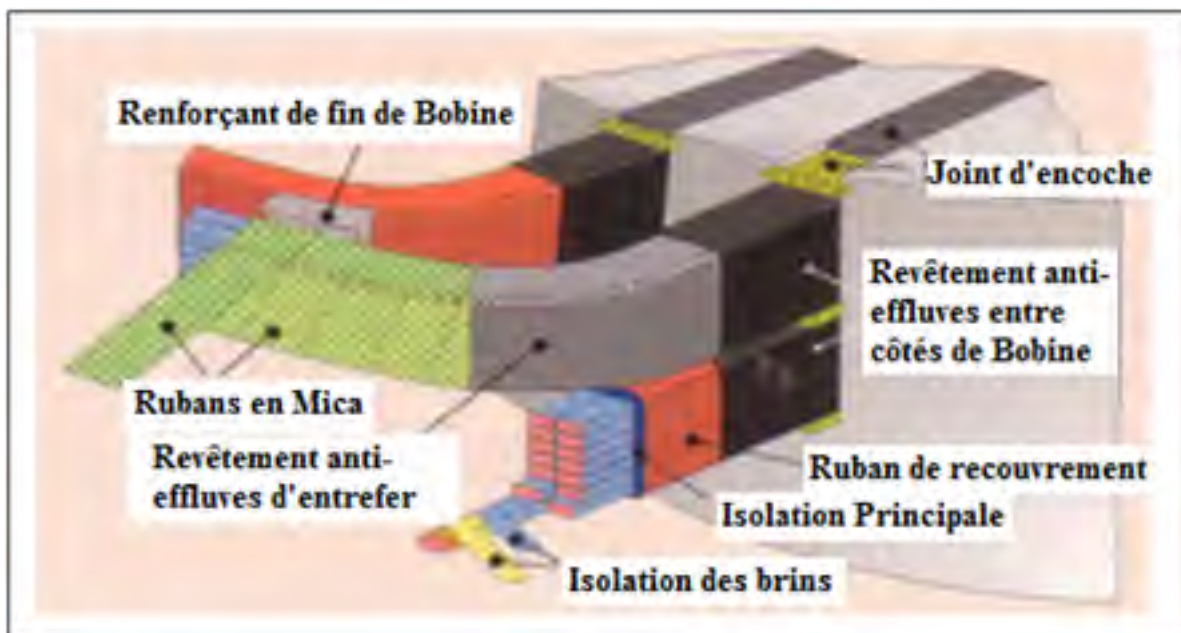


Figure 4-3 Différents éléments formant des barres statoriques installées dans les encoches Au niveau du noyau statorique de l'alternateur de puissance [33]

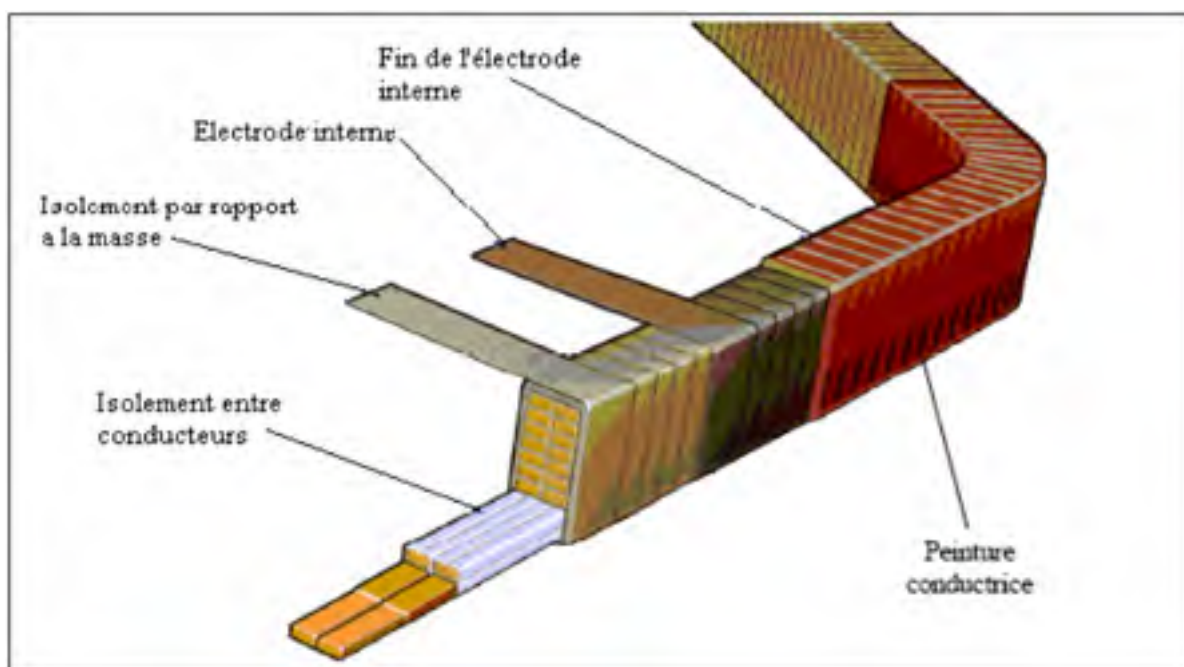


Figure 4-4 Une barre isolée avec un matériau composite utilisée dans la construction d'une bobine de stator d'un alternateur de puissance [34]

Les trois principaux composants dans un enroulement statorique sont: les conducteurs en cuivre, le noyau du stator, et l'isolation électrique. Le cuivre est le conduit du courant statorique. Le noyau statorique est composé de feuilles minces d'acier magnétique qui agissent comme un chemin à faible réluctance (faible impédance magnétique) pour le champ magnétique du rotor vers le stator dans un générateur ou dans un moteur. L'isolation électrique est le composant principal dans un enroulement statorique puisqu'elle empêche des courts-circuits de se produire entre les conducteurs et la masse. À la différence des conducteurs de cuivre et du noyau statorique, qui sont des composants actifs en faisant une fonction de moteur ou de générateur, l'isolation est passive. Cette dernière contient plusieurs composants et dispositifs, qui assurent ensemble que des courts circuits électriques ne se produisent pas, que les pertes de chaleur en cuivre (RI^2) sont transmises au radiateur, et que les conducteurs ne vibrent pas sous l'effet des forces magnétique (Figure 4-5). Les composants de base d'un système d'isolation statorique sont:

4.1.1 L'isolation des conducteurs (ou des conducteurs secondaires)

Cette isolation a deux raisons distinctes d'être. D'un point de vue mécanique, si la section d'un conducteur est assez grande (pour une grande intensité de courant désiré), il est difficile de plier et de façonner un tel conducteur à la forme de l'enroulement. Pour y remédier, on le découpe en brins ou en petits conducteurs. Du point de vue électrique, si la section du conducteur en cuivre est assez grande, le courant qui le traverse circulera sur sa périphérie. Ce phénomène est connu sous le nom de l'effet pelliculaire. La profondeur de pénétration du champ électrique dans un conducteur en cuivre est de 8,5 millimètres à 60 Hertz. Si la section de ce conducteur est supérieure à 8,5 millimètres, il y a une tendance pour que le courant passe par la périphérie du conducteur au lieu de son centre. L'isolation des conducteurs doit être fiable et capable de résister à des hautes températures (jusqu'à 155°C pour l'équipement de classe *F*). Elle est à base de films de verre, de fibres de verre, ou de verre et de fibres de polyester fondues (DaglasTM).

4.1.2 L'isolation des spires

Le but de l'isolation des spires dans les stators à enroulement préformé ou à fils jetés est d'empêcher des courts-circuits entre les spires dans un enroulement. Si un court-circuit d'une spire se produit dans l'enroulement secondaire, par exemple, dans un enroulement à 100 spires entre la borne de phase et le neutre (l'enroulement primaire), un courant de 100 fois le courant normal traversera la spire court-circuitée, endommageant ainsi l'enroulement. Pour des machines fonctionnant à 4 160V et plus, chaque spire est isolée par un ruban en mica qui fournit une excellente résistance aux décharges partielles.

4.1.3 L'isolation de masse

La détérioration de l'isolation de masse de l'enroulement statorique affecte directement le fonctionnement et la durée de vie des grands moteurs et générateurs électriques. L'isolation de masse est le matériau qui sépare les conducteurs en cuivre du noyau statorique relié à la terre. Un défaut d'isolation de masse occasionne un arrêt immédiat d'un moteur ou d'un générateur. Pour une longue durée de vie de ces moteurs ou générateurs, l'isolation de masse doit avoir une bonne immunité face aux efforts électriques, thermiques et mécaniques auxquels les enroulements statoriques sont soumis. L'isolation de masse des enroulements statoriques des grandes machines tournantes est souvent à base de mica renforcé, de colle, et de matériaux imprégnés. Actuellement, les machines électriques en service sont à base des résines d'asphalte, de polyester, ou d'époxy. Une isolation de masse solide peut être composée de 55% de mica, 30% de résine et de 15% de matériau de renforcement.

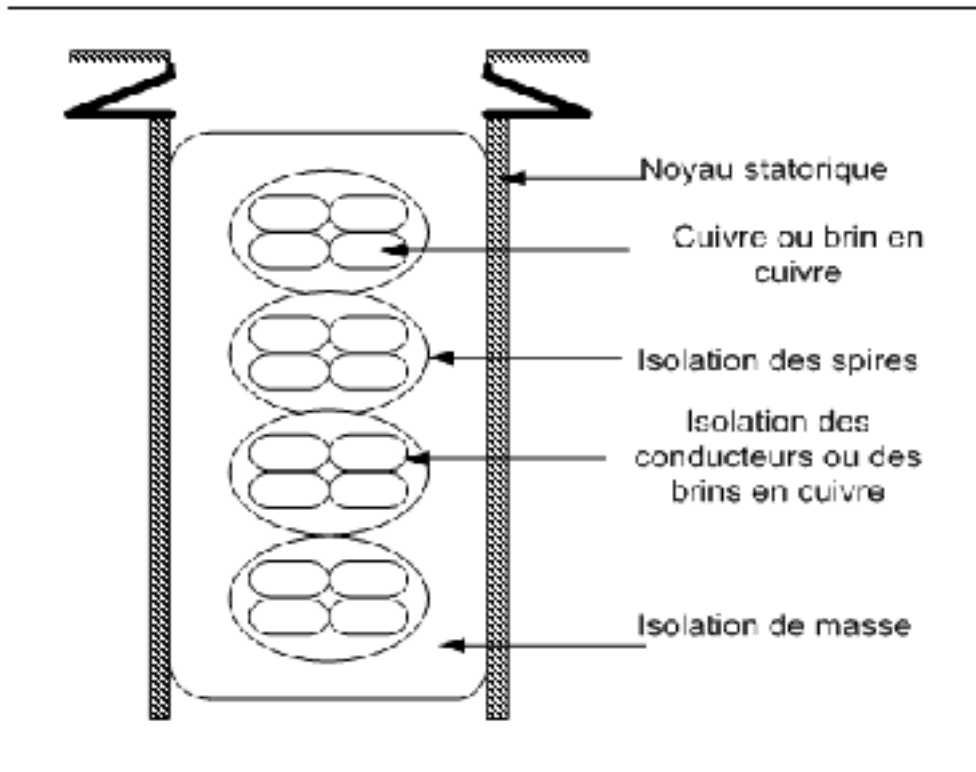


Figure 4-5 Vue en coupe d'une bobine d'un alternateur illustrant ces principaux composants [18]

4.2 Contraintes de vieillissement

En service l'équipement électrique, et par voie de conséquence l'isolation électrique, est soumis à plusieurs contraintes qui affectent directement sa performance [35-38]. Ces contraintes peuvent être du type thermique, mécanique, électrique, climatique et de charge. [6, 18, 39, 40]. Chacune de ces contraintes sera décrite dans les paragraphes suivants. L'application simultanée de ces contraintes mène à l'interaction et à l'accélération des mécanismes de vieillissement.

4.2.1 Contrainte thermique

C'est probablement la cause principale de la dégradation progressive de l'isolation d'où un système d'isolation doit être choisi en fonction de ses performances thermiques. La

température sous laquelle l'équipement électrique opère est déterminante pour la durée de vie de son système d'isolation. Elle correspond aux différentes pertes localisées dans le cuivre (pertes Joule), dans le fer (Hystérésis et courants de Foucault) et dans une moindre mesure dans l'isolant lui-même (pertes diélectriques). Dans les systèmes d'isolation modernes, la température cause une réaction chimique (oxydation dans les machines refroidies à l'air) si celle-ci est supérieure à un certain seuil de température. Le processus d'oxydation rend tous les types de systèmes d'isolation fragiles et tend à causer le décollement ou la délamination du renfort dans l'isolation de masse des bobines préformées (Form Wound Coil).

À son tour la variation de la contrainte thermique cause également une contrainte thermomécanique. Aussi, les variations de charges fréquentes de la machine électrique font que la température de l'enroulement change. Si cette température passe rapidement de la température ambiante à la température de fonctionnement, les cuivres des conducteurs se dilatent et s'étendent axialement. Le résultat est une contrainte de cisaillement entre les conducteurs et l'isolation car le cuivre se dilate plus rapidement que l'isolation de masse. En revanche, les systèmes d'isolations modernes ont un faible coefficient de dilatation thermique inférieur à celui du cuivre. Dans une situation transitoire, ces systèmes résistent aux changements de la température sans subir de la dilatation même si la charge de la machine augmente. Dans un enroulement statorique et après plusieurs cycles thermiques (c.-à-d. les cycles de charge), la bande entre l'isolation et le cuivre peut se briser. Il n'y a aucune relation mathématique reliant le nombre de cycles aux défauts en fonction de la température. Cependant, plus la différence de la température entre l'isolation et le cuivre est grande, plus le nombre de cycles de défaut est petit [18]. La durée de vie thermique (L) d'un matériau est souvent exprimée par la relation d'Arrhenius [41] :

$$L = Ae^{B/T} \quad (4.1)$$

où T est la température et A, B sont des constantes comme illustré sur la Figure 4-6.

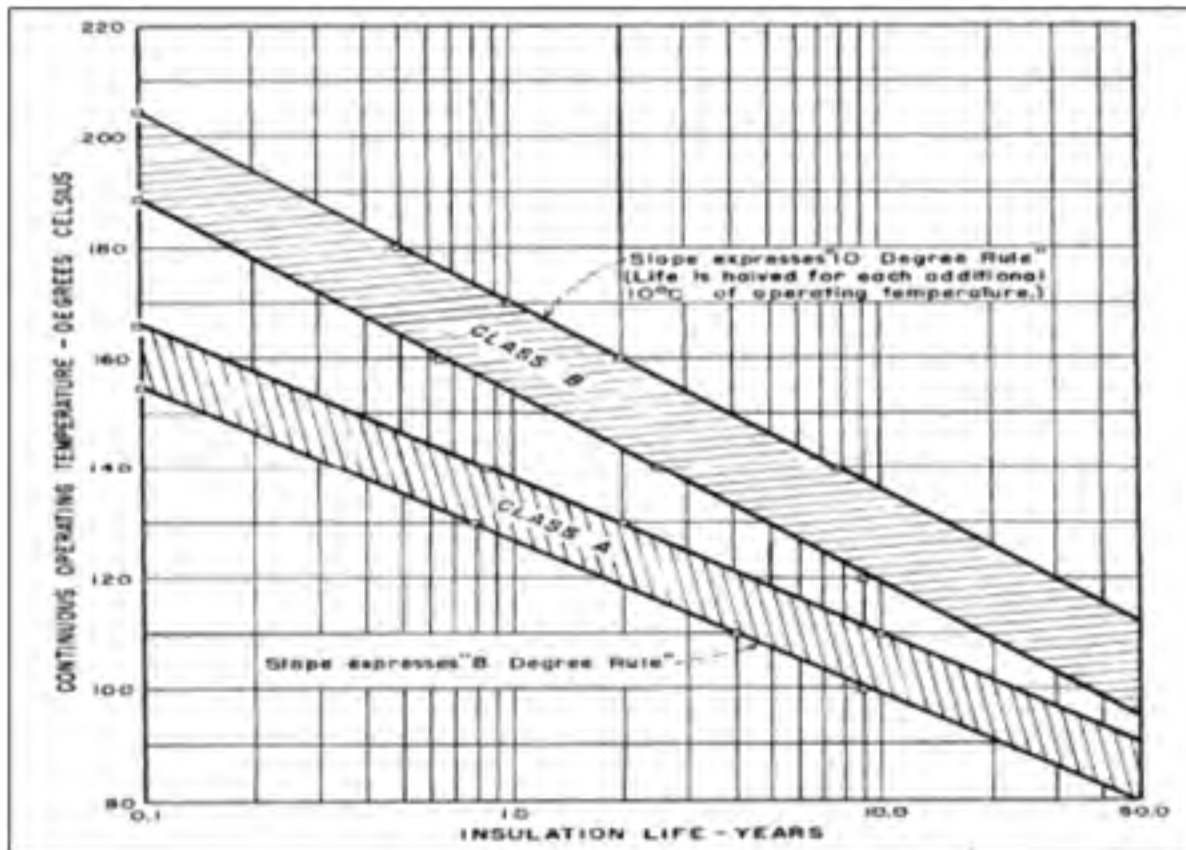


Figure 4-6 Température de fonctionnement dans un régime continu en fonction de la durée de vie de l'isolation [42]

4.2.2 Contrainte électrique

Cette contrainte peut générer des décharges partielles internes dans la matrice du matériau, à l'interface matrice-renfort ou à l'interface conducteur-isolant [43-45]. Les décharges s'accompagnent d'une ionisation du gaz causant la détérioration du matériau. En effet, la génération des décharges partielles survient lorsqu'une vacuole microscopique de gaz qui subsiste dans une structure isolante s'ionise brutalement sous l'action d'un champ électrique intense.

L'article [19] classe et explique les phénomènes physiques qui réduisent la durée de vie du système d'isolation électrique en fonction du niveau de la contrainte électrique. Il met en

évidence l'importance d'un seuil de tension des décharges partielles lié à la tension d'apparition des décharges partielles (Partial Discharge Inception Voltage (PDIV)). Au-dessus de ce seuil, la durée de vie du système d'isolation est fortement réduite car le nombre de décharge partielle est important et l'énergie dissipée par ce phénomène est élevée. Au-dessous d'un autre seuil, la tension d'extinction des décharges partielles (Partial Discharge Extinction Voltage (PDEV)), un petit nombre de décharge partielle subsiste de façon aléatoire mais l'énergie globale est très faible. Le seuil d'apparition des décharges partielles est plus haut que le seuil pour lequel elles disparaissent, il y a un effet d'hystérésis. Une équation empirique, équation (4.2), exprime la durée de vie d'une isolation en fonction du champ électrique :

$$L = AE^{-B} \quad (4.2)$$

où L est la durée de vie exprimée en heure (h), E est le champ électrique appliquée exprimé en kV/m et A et B sont des constantes [18].

Une autre conséquence sévère de la contrainte électrique est l'arborescence électrique qui se propage le long des interfaces matrice/renfort [46-47].

4.2.3 Contrainte climatique

L'environnement physicochimique de la machine joue un rôle important. La présence des pollutions de toutes natures, combinées à la présence de l'oxygène de l'air, est bien souvent à l'origine de réactions chimiques qui attaquent l'isolant [48]. Aussi, certaines machines peuvent fonctionner dans un environnement atmosphérique pollué par de l'humidité, de l'huile ou des poussières. L'humidité contenue dans l'atmosphère peut agir comme un plastifiant pour la délamination du renfort dans les matériaux composites [49]. En effet, la permittivité relative élevée de l'eau et sa conductivité électrique non nulle, modifie la carte du champ électrique dans l'environnement du système d'isolation qui a une tendance à accroître les contraintes diélectriques sur les couches isolantes. Dans un autre cadre, comme l'industrie alimentaire par exemple, l'association de poussière, d'humidité et d'une température propice peuvent également favoriser l'apparition des moisissures qui produisent d'autres éléments chimiques,

notamment des acides, capables d'attaquer les isolants. Même en absence d'humidité, la simple présence des poussières dégrade l'efficacité du refroidissement de la machine en bloquant les canalisations de ventilation ce qui provoque des surchauffes dans l'isolation [49]. Associée aux vibrations inévitables du bobinage soumis à des forces, entre autres, d'origine électrodynamiques, la poussière provoque une action abrasive qui entraîne une usure mécanique accélérée des couches isolantes.

4.2.4 Contrainte mécanique

Les forces mécaniques dans l'enroulement statorique sont causées par les courants circulants dans le circuit magnétique du stator de la machine et par l'expansion thermique due aux courants de charge. Aussi, l'interaction des pôles rotoriques avec les encoches statoriques génère des forces magnétiques qui tendent à bouger les bobines. Ce phénomène électromagnétique se produit à une fréquence égale à deux fois la fréquence de l'alimentation ou du réseau (appelé aussi vibrations de 120 Hz). La force produite par ce phénomène est proportionnelle au carrée du courant. L'équation (4.3) montre la relation entre la force mécanique et le courant traversant la barre ou la bobine statorique.

$$F = \frac{kI^2}{d} [kN / m] \quad (4.3)$$

où I est le courant efficace (rms) traversant la barre en ampère, d est la largeur de l'encoche statorique en mètres et k est une constante égale à 0.96. Si le courant dans la barre statorique est :

$$I = A \sin(\omega t) \quad (4.4)$$

où ω est $2\pi f$, f est la fréquence d'alimentation et t est le temps. Alors (4.3) devient :

$$F = \frac{kA^2 (1 - \cos(2\omega t))}{2d} \quad (4.5)$$

Si les enroulements peuvent bouger dans l'encoche statorique, la force magnétique fait vibrer la barre ou la bobine, et par voie de conséquence la surface de l'isolation se frotte contre la

surface du noyau magnétique causant une usure du mur semi-conducteur puis par la suite de l'isolation. Une force magnétique semblable se produit dans l'extrémité de l'enroulement (la développante). Si les bobines ou les barres vibrent les unes par rapport aux autres ou contre des anneaux de support, l'isolation peut s'écorcher [44, 50, 51].

Les transitoires causent une seconde contrainte mécanique importante qui survient à chaque mise en marche des moteurs. Les deux opérations donnent une augmentation au grand courant transitoire de l'alimentation qui peut être cinq fois, ou plus, plus grand que le courant normal de fonctionnement dans le stator. Le résultat est que la force mécanique induite magnétiquement est 25 fois plus forte ou plus que pendant un service normal. La composante de courant-continu de cette force transitoire (équation 4.5) tend à tordre les bobines et les barres aux niveaux des extrémités de l'enroulement statorique. Si cette force n'est pas maîtrisée, l'isolation de la bobine ou de la barre va fissurer.

4.2.5 Contrainte de charge

Le mode de fonctionnement a une influence importante sur la durée de vie de la machine. Ceci est particulièrement vrai lorsque la machine est soumise à des variations de charges fréquentes. Ceci peut contribuer à la délamination du renfort, et augmenter les décharges partielles localisées à l'interface matrice/renfort [43].

4.3 Revues des matériaux isolants les plus utilisées dans l'industrie

4.3.1 Isolation de masse

L'isolation de masse des grands générateurs et moteurs à courant alternatif est typiquement composée de mica renforcé organiquement, de collage, et de matériaux imprégnés. Aujourd'hui les isolations statoriques des grandes machines tournantes en service sont principalement fabriquées à l'aide de résines à base de polyester ou d'époxy.

La structure chimique d'un matériau isolant a une influence profonde sur les modes de détérioration de l'isolation. Les propriétés électriques et physiques telles que la constante

diélectrique, la rigidité diélectrique, la conductivité, la dureté, le point de fusion, etc., sont corrélées avec la structure moléculaire d'un composé. Pour comprendre entièrement les caractéristiques électriques d'un matériau isolant et son vieillissement, il est nécessaire d'avoir une bonne connaissance de sa structure chimique.

4.3.2 Mica

Les deux classes de mica les plus généralement utilisées dans les applications électriques sont la muscovite (mica de potassium) et la phlogopite (mica de magnésium). Leurs formules chimiques sont respectivement :



Les minéraux de mica sont composés de couches de silicate séparées par des couches d'oxyde métallique en alternance avec des couches d'ions métalliques. Structurellement, le mica peut être considéré comme un système de répétition de trois couches, tel qu'illustré à la Figure 4-7. Les deux couches externes sont composées du tétraèdre de silicate dont un quart des atomes de silicium est remplacé par des atomes d'aluminium. Chaque atome de silicium ou d'aluminium est entouré par quatre atomes d'oxygène. La couche intérieure se compose d'atomes d'aluminium (ou d'atomes de magnésium, dans le cas du mica de phlogopite) disposées octaédralement.

L'atome en aluminium est entouré par une répétition d'un cortège d'atomes d'oxygène et de groupes hydroxydes (OH). Des ions positifs de potassium sont localisés entre les couches de tétraèdre-octaèdre-tétraèdre, et puisque l'attraction cohésive entre le potassium et l'oxygène est faible, les liaisons ioniques sont facilement brisées. En conséquence, le mica montre généralement une morphologie fendue donnant des feuilles fortes et flexibles pouvant être très légères [54].

La structure du mica aide également à la compréhension de ses propriétés électriques. La séparation des ions positifs de potassium par rapport aux ions négatifs d'oxyde entraîne une augmentation du moment dipolaire permanent, même en absence d'un champ électrique externe. En raison de cette polarité naturelle, le mica présente une constante diélectrique relativement haute. En outre, la structure bidimensionnelle infinie des couches de tétraèdre-octaèdre-tétraèdre, offre relativement peu de chemins conducteurs, ce qui confère au mica une haute rigidité diélectrique et une basse conductivité. La caractéristique la plus importante du mica en ce qui concerne son utilisation dans les machines tournantes est sa résistance supérieure à l'érosion due aux décharges partielles. En effet, les barres et les bobines des gros alternateurs 13,8 kV (la grande majorité des machines du parc d'Hydro-Québec) sont affectées de façon naturelle par des décharges internes à la tension de service [55]. Cependant, le mica est légèrement hygroscopique en raison de sa structure cristalline et de son affinité chimique avec l'eau [56].

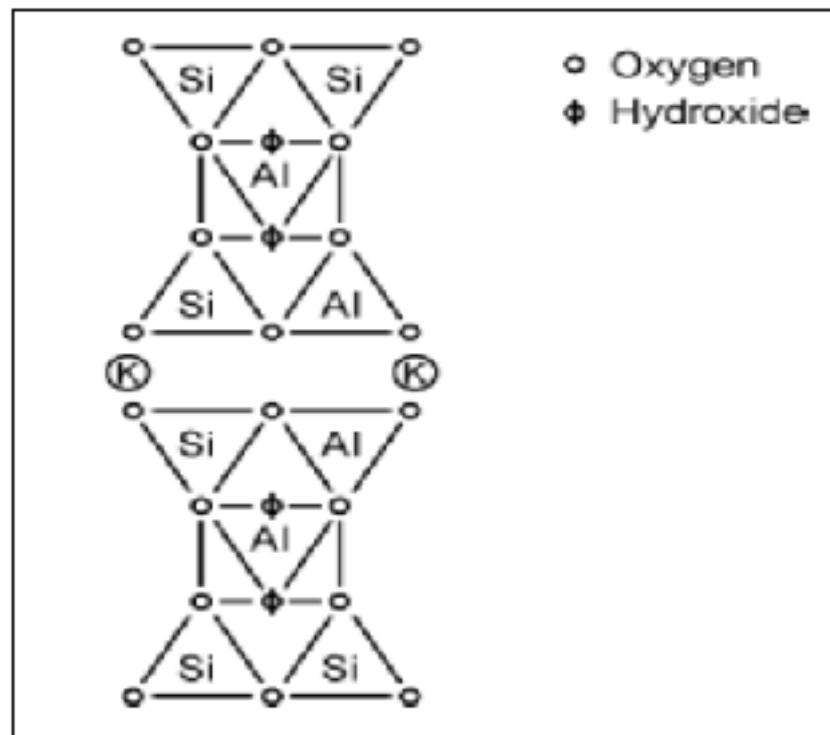


Figure 4-7 Coupe de mica de muscovite : Chaque structure de trois couches est séparée par une couche d'ions de potassium [20]

4.3.3 Asphalte

Du début des années 20 jusqu'à la fin des années 60, des composants à base d'asphalte ont été employés intensivement comme agents de liaison et d'imprégnation dans l'isolation à haute tension de petites et moyennes machines. Beaucoup de générateurs et des moteurs de cette ère sont toujours en service aujourd'hui, en particulier ceux qui étaient opérationnels à des niveaux thermiques et électriques modérés. Les substances asphaltiques se produisent naturellement ou dérivent du pétrole. Les asphaltes sont des thermoplastiques qui se liquéfient graduellement une fois chauffés. Elles sont composées de mélanges d'hydrocarbures et contiennent typiquement un peu de soufre, d'azote, et d'oxygène [57].

Bien que la composition chimique de l'asphalte soit complexe et varie largement, les molécules insaturées sont fortement réactives, permettant à l'asphalte de se combiner avec une grande variété de groupes fonctionnels. En conséquence, les substances asphaltiques présentent des pertes diélectriques relativement élevées et une rigidité diélectrique modérée. La double liaison covalente entre les atomes de carbone et d'oxygène mène à un dipôle permanent significatif dans lequel l'oxygène est négatif et le carbone est positif. Ce déséquilibre des forces électrochimiques influence fortement sur les caractéristiques physiques et les propriétés électriques du matériau.

Plusieurs composés en asphalte sont polaires [58]. Quand un champ électrique est appliqué à un matériau isolant, les dipôles permanents induits par ces groupes polaires tendent à s'aligner dans la direction du champ, causant ainsi une augmentation de la polarisation, et par conséquent, une augmentation de la constante diélectrique. Les asphaltes présentent un fort coefficient de rigidité diélectrique négatif avec une augmentation de la température, ce qui limite leur utilisation à des systèmes d'isolation de classe B (130°C). Une fois chauffés à haute température, les constituants d'huile présents dans l'asphalte disparaissent par volatilisation ou sont détruits soit par oxydation chimique, soit par craquage moléculaire. À très hautes températures, l'asphalte peut se carboniser, menant ainsi à la formation de chemins de carbone et à une augmentation des pertes diélectriques et de la conductivité. Dans les systèmes d'isolation basés sur l'asphalte, les

défauts d'isolation de masse au niveau des extrémités du noyau statorique sont toujours présents dus aux agents migratoires et au décollement du ruban adhésif causés par le cycle thermique. Ce mode de détérioration d'enroulement statorique est généralement désigné sous le nom "craquage de périmètre". Bien que les asphaltes aient une bonne résistance à la transmission de l'humidité, cette dernière peut pénétrer par les fissures et les craquages.

4.3.4 Polyester

Les premières machines électriques furent isolées en utilisant des matériaux qui se trouvent à l'état naturel (air, mica, asphalte, et semblables) ou des dérivés de sources naturelles (huile minérale, colophane, et cellulose). Cependant, les développements dans le domaine énergétique ont imposé un grand besoin pour des matériaux isolants caractérisés par une grande stabilité thermique, mécanique et électrique. Dans les années 40 et les années 50, l'avancement de la chimie des polymères a mené à l'utilisation des composants à isolation synthétique, tels que les résines de polyester et d'époxy. Les polymères sont généralement subdivisés en deux larges classifications : thermoplastique et thermodurcissable. Les matériaux solides qui se ramollissent et fondent réversiblement, sont classés comme étant thermoplastique. En revanche, un matériau thermodurcissable, une fois chauffé, subit une réaction chimique et devient un solide qui ne se ramollit pas au moment de son réchauffement.

Les résines de polyester peuvent être thermoplastiques ou thermodurcissables, selon leur structure moléculaire. Les polymères thermoplastiques sont composés d'une longue chaîne de molécules linéaires. Les polyesters thermoplastiques, tels que le Mylar et Dacron, sont flexibles et élastiques. Cependant, l'utilisation des polyesters thermoplastiques dans les applications à haute température est limitée par leur thermoplasticité. Les polyesters thermodurcissables possèdent des groupes à chaînes linéaires qui sont réticulés à diverses positions, formant ainsi un polymère tridimensionnel ou spatial. Les réticulations créent des liens intermoléculaires très forts qui ne se brisent pas une fois exposées aux températures pour lesquelles les thermoplastiques fondent ou se ramollissent. Les polyesters sont polymérisés suite à la réaction de condensation d'un acide polybasique avec un alcool polyhydrique. Les molécules d'alcool et

d'acide doivent contenir au moins deux groupes fonctionnels pour ces réactions afin de produire une longue chaîne de polymère. La formation d'un polyester linéaire est montrée à la Figure 4-8 [59]. Dans beaucoup d'applications, la résine de base du polyester est mélangée avec un monomère réactif tel que le styrène. La présence de bandes insaturées dans les polyesters à haut degré de réticulation produit des matériaux infusibles et insolubles. La structure tridimensionnelle du polyester est illustrée sur la Figure 4-9 [60]. Les résines de polyester sont relativement peu coûteuses, et sont caractérisées par de bonnes propriétés électriques, une bonne résistance thermique et un bon impact mécanique. Puisque ces composés sont souvent de nature polaire (selon le degré de réticulation), leurs propriétés diélectriques sont inférieures à celles exhibées par les époxydes.

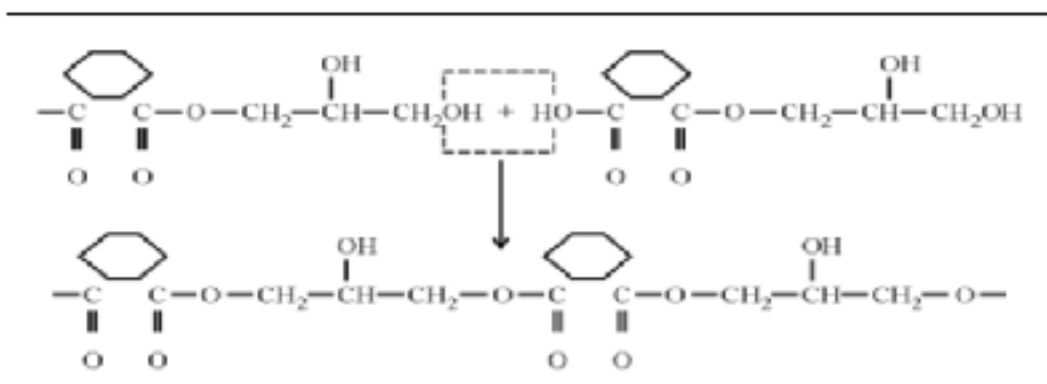


Figure 4-8 Formation d'une chaîne linéaire de polyester par la réaction de condensation des demi-esters [20]

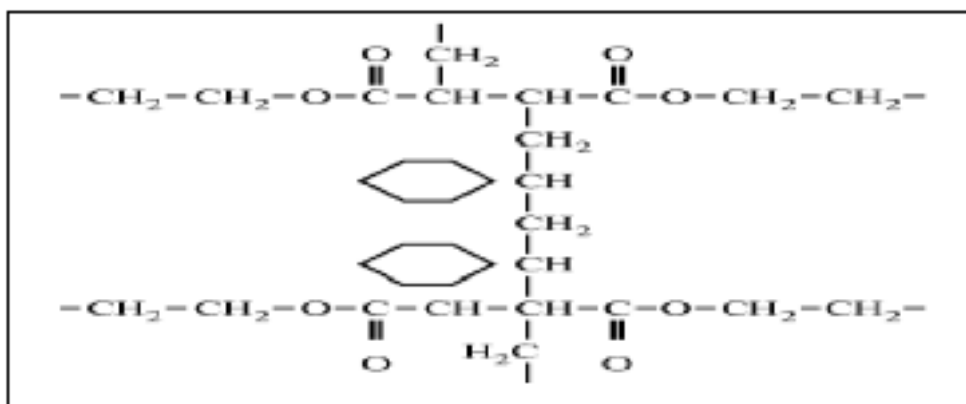


Figure 4-9 Résine de polyester réticulée par le styrène. Le nombre de groupes styrène formant les réticulations est variable [20]

4.3.5 Époxy

Les résines d'époxy sont caractérisées par leur haute résistance mécanique, leur bonne adhérence à la plupart des matériaux y compris les métaux, leur résistance à l'humidité, aux solvants, et aux autres produits chimiques. Les époxydes prennent leur nom du groupe fonctionnel d'époxyde (l'anneau à trois membres contenant de l'oxygène). Ils sont formés en partie à partir de la molécule d'epichlorohydrine, un des deux réactifs utilisé pour préparer la résine. L'autre composant généralement employé est le propane diphenylique, plus souvent appelé bisphénol A. La réaction de polycondensation de ces deux substances résulte en une structure prépolymérique tel qu'illustré à la Figure 4-10, dont le degré de la polymérisation est habituellement décrit par n [61].

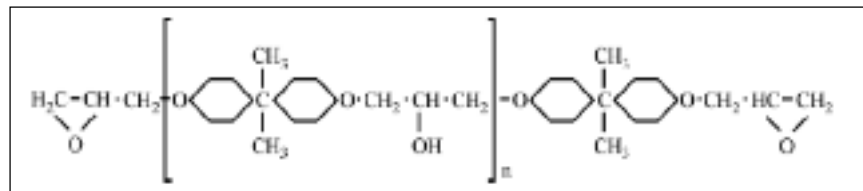


Figure 4-10 Structure d'un époxy prépolymère [20]

Pour qu'il soit transformé en un produit fini utile, le prépolymère visqueux illustré à la Figure 4-8, doit être traité par l'action des durcisseurs. Différents agents de réticulation peuvent être employés pour provoquer la réticulation dans la chaîne. En raison de leur nature non polaire, les résines époxydes montrent une constante diélectrique relativement basse, une haute résistivité électrique, et une bonne résistance à l'absorption d'humidité.

4.4 Développement récents des systèmes d'isolation des enroulements statoriques

Les systèmes d'isolation des enroulements statoriques actuels possèdent une haute rigidité diélectrique. Une fois l'isolation correctement faite, les niveaux de décharges partielles sont très bas par comparaison avec les systèmes utilisés dans les années 60. Les coûts de ces nouveaux produits sont également moins chers ce qui leur donne un excellent rapport

qualité/prix. Ces changements technologiques ont améliorés la stabilité thermique des matériaux en fournissant une isolation plus dense avec peu de décharges.

4.5 Revue des autres méthodes de diagnostic de l'état de dégradation de l'isolation des enroulements statoriques

4.5.1 Le diagnostic hors service (Off-line Test)

4.5.1.1 Diagnostic par des paramètres non électriques [43, 49, 62]

Il s'agit de méthodes acoustiques pour détecter les cavités et les délaminations à l'interface matrice/renfort, ainsi que de méthodes basées sur l'inspection visuelle. On peut en effet estimer l'état de l'isolant en observant le changement de sa couleur ainsi que la présence de dépôt symptomatique de la présence de décharges partielles.

4.5.1.2 Diagnostic basé sur l'historique de fonctionnement [49]

Le nombre d'heures de fonctionnement est considéré comme l'indice standard du vieillissement de la machine. La fréquence des cycles marche/arrêt et les variations de charges fréquentes accélèrent également le vieillissement.

4.5.1.3 Essai à haute tension continue (DC Hipot Test)

Ce genre d'essai est valable pour tous les types d'enroulements statoriques et rotoriques à l'exception des rotors des moteurs à induction à cage d'écureuil (SCI : Squirrel Cage Induction). L'idée fondamentale est que si l'enroulement arrive à supporter l'effort électrique suite à l'application de la haute tension continue pendant toute la durée d'essai, l'isolation de masse est jugée en bon état et l'enroulement peut retourner en service pour un fonctionnement normal. Par contre, si l'enroulement échoue pendant le test, il est nécessaire d'effectuer une réparation ou procéder à un rebobinage complet car certainement l'isolation de masse a été

perforée durant cet essai. Il y a plusieurs méthodes d'essai à haute tension continue, dont on fera une brève description dans les paragraphes suivants:

4.5.1.4 Essai haute tension à plusieurs échelons (Step Stress Hipot Test)

Cet essai a été développé par Schleif dans les années 50. Ce développement a été réalisé à l'époque où l'isolation de masse à base d'asphalte mica était présente dans la plupart des machines électriques. Le principe est semblable à celui de l'essai conventionnel avec l'utilisation de la même instrumentation, mais cette fois-ci la tension est augmentée graduellement avec des échelons uniformes (Figure 4-11). La tension continue peut avoir un incrément de 1 kV pour chaque niveau de tension et qui sera maintenu pendant 1 minute avant le prochain incrément de tension. L'acquisition du courant se fait à la fin de chaque niveau de tension (bien entendu le courant capacitif à ce moment-là aura déjà chuté à une très faible valeur). Cette acquisition est reproduite sur un graphique du courant en fonction de la tension. Il n'est habituellement pas pratique que le maintien d'un niveau de tension soit assez long pour rendre le courant d'absorption négligeable. Pour y remédier, des programmes d'essais complexes ont été développés, ils sont plus détaillés dans [63].

L'idée de base de ces programmes est d'ajuster préalablement dans un ordre décroissant les durées des niveaux des tensions appliquées (Figure 4-12), puisque la composante d'absorption du courant mesuré est proportionnelle à la tension appliquée. De cette façon, le courant d'absorption sera linéarisé de telle sorte que les changements du courant de conduction deviennent relativement perceptibles. Idéalement, la forme de la courbe du courant en fonction de la tension sera une ligne droite avec quelques légères fluctuations. Cependant, parfois le courant augmente abruptement à un certain niveau de tension. Ceci peut être un avertissement d'une éventuelle perforation de l'isolation qui risque de se produire. Conséquemment, si la tension à laquelle l'instabilité du courant a été détectée est inférieure au niveau maximal de la tension d'opération, il est très risqué de retourner l'enroulement en service sans lui faire subir une réparation.

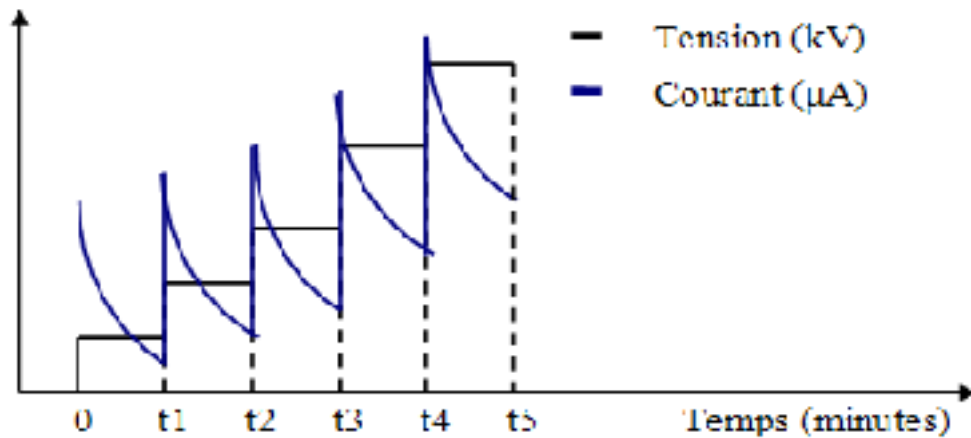


Figure 4-11 Courbe typique d'un échelon de tension graduel uniforme [18]

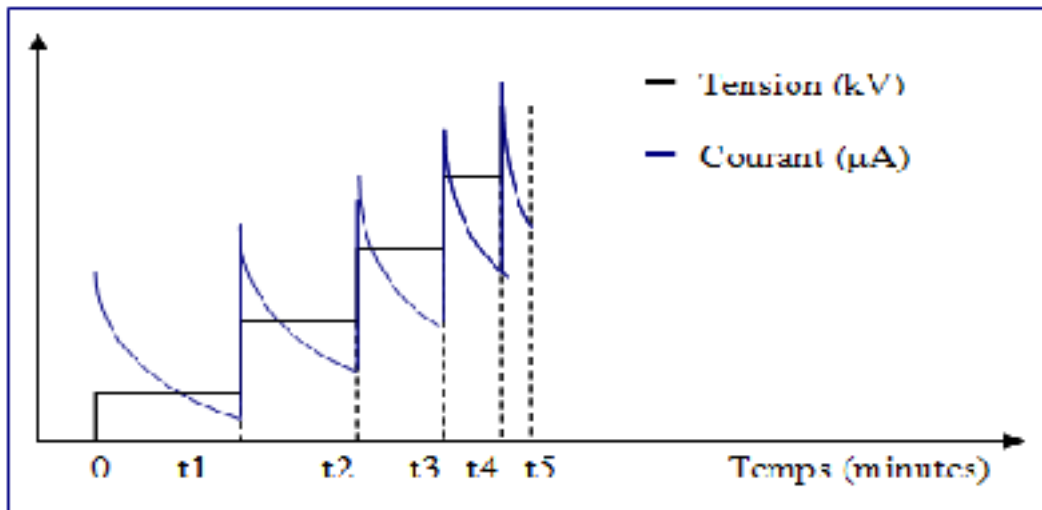


Figure 4-12 Courbe typique d'un échelon de tension graduel non uniforme [18]

4.5.1.5 Essai haute tension à courant alternatif (AC High Potential)

Cet essai est semblable à l'essai haute tension continue, mais la tension employée dans ce cas est alternative d'une fréquence de 50 ou 60 Hz [45]. Parfois une fréquence de 0,1 Hz est également utilisée. Pour les essais à haute tension continue décrits dans le paragraphe précédent, la tension chute à travers les composantes de l'isolation de masse et les extrémités de l'enroulement statorique, en fonction des résistances (résistivité) de ces mêmes

composantes. Ces derniers auront une chute de tension plus faible à leurs bornes si leurs résistances sont faibles. En revanche, pour un essai à haute tension à courant alternatif, la tension chute à travers chaque composant de l'isolation de masse ou au niveau des extrémités de l'enroulement, en fonction cette fois-ci de la capacité de chaque composante. Ainsi, il y a tendance à avoir une distribution de l'effort électrique complètement différente au niveau des têtes de bobines (voir la norme IEEE 433 [64]) de masse entre les deux essais. Chez les plus anciens systèmes d'isolation, en particulier les systèmes en asphalte-mica, cette différence dans la distribution de l'effort électrique était moins prononcée parce que la résistivité au niveau des anciennes isolations de masse était moindre à cause de l'absorption de l'humidité. Cependant, avec des isolations en époxy-mica moderne, la résistivité est très grande.

L'essai de tenue en tension AC exige l'utilisation d'un transformateur à courant alternatif pour charger la capacité de l'enroulement. Occasionnellement, ce transformateur est remplacé par une alimentation à très basses fréquences (Very Low Frequency Supply), c'est-à-dire à une fréquence de 0,1 Hz. Il faut noter, que cet essai est un essai "tout ou rien" (go-no-go test). Donc si à l'issue de cet essai l'enroulement n'échoue pas, l'isolation de masse est jugée bonne, mais s'il échoue, alors probablement que l'isolation de masse vient de subir une perforation. Cette technique est plus généralement appliquée aux enroulements préformés (Form Wound Winding). Les essais de maintenance à haute tension alternative sont rarement employés en Amérique du Nord, mais trouvent une application plus répandue en Asie et en Europe.

4.5.1.6 Essai de montée de capacité (Capacitance Tip-up Test)

La mesure de la capacité d'un enroulement peut parfois indiquer des problèmes tels que la détérioration thermique ou la saturation de l'isolation par l'humidité. Cet essai est seulement valable pour les enroulements statoriques préformés évoluant à 2 300V et plus. Ainsi il n'y a aucune procédure normalisée pour son exécution.

Initialement, une alimentation de tension à courant alternatif suffisante pour charger la capacité de l'enroulement à la tension voulue est nécessaire pour cet essai. Cette opération peut se faire

via un transformateur conventionnel, une alimentation résonnante ou même une alimentation de très basse fréquence. Pour un grand stator, une puissance de 20 à 30kVA est nécessaire. Un autre instrument est aussi nécessaire, capable de mesurer la capacité à au moins la tension nominale phase-neutre de l'enroulement statorique. Pour qu'il soit valable pour toutes les machines électriques, cet instrument doit être capable d'opérer jusqu'à environ 25kV, avec une précision de plus de 1%. Le pont de Schering et le pont de rapport de transformateur sont les plus utilisés [63].

La meilleure façon d'exécuter cet essai, est d'isoler et d'interconnecter les phases du reste de l'équipement, afin d'avoir une bonne sensibilité. Une phase à la fois est examinée, avec les deux autres phases mises à la terre. La capacité de basse tension (C_{BT}) est d'abord mesurée, habituellement à environ $0,2E$, où E est la tension nominale phase-phase du stator. Puis la tension appliquée est augmentée à environ la tension nominale phase-neutre (environ $0,58E$). On mesure ainsi la capacité à haute tension (C_{HT}). La montée de capacité est donnée par (exprimé habituellement en pourcentage):

$$\Delta C = \frac{C_{HT} - C_{BT}}{C_{BT}} \quad (4.6)$$

Une valeur de ΔC élevée est caractéristique d'une isolation contenant un grand nombre de vides (des poches d'air ou de gaz). Les masses statoriques à époxy-mica moderne devraient avoir un ΔC inférieur à 1%, alors que celui des anciens enroulements à base d'asphalte-mica doit être inférieur à 3 ou 4%. Si ΔC est plus haut que ces valeurs, cela indique qu'il y a une détérioration de l'isolation, ou cela peut indiquer la présence de certains problèmes de fabrication. Ainsi, cette méthode présente quelques limitations qui affectent l'interprétation des résultats.

4.5.1.7 Essai de facteur de dissipation (Dissipation Factor)

Le facteur de dissipation fournit une indication des pertes diélectriques dans l'isolation. Certains processus de détérioration, comme la détérioration thermique et l'absorption

d'humidité, augmenteront ces pertes. Il y a deux manières principales de mesurer les pertes diélectriques : la première est la technique du facteur de dissipation ($\tan \delta$) et la seconde est celle du facteur de puissance PF . Ces deux techniques sont utilisées seulement pour les enroulements statoriques et plus précisément pour les enroulements préformés.

Considérant que l'enroulement est essentiellement un condensateur avec des pertes diélectriques, la mesure des pertes diélectriques se fait par les deux méthodes suivantes :

1. Facteur de dissipation (DF) ou $\tan \delta$: ce facteur est mesuré avec un instrument à pont équilibré, où le réseau résistif-capacitif est varié pour donner la même tension et le même facteur de dissipation ($\tan \delta$) que ceux déjà mesuré à travers l'enroulement statorique (Figure 4-13). Le DF est alors calculé à partir des éléments de R et de C du pont au point d'équilibre (tension nulle). Cette méthode peut facilement atteindre une précision de 0,01%.

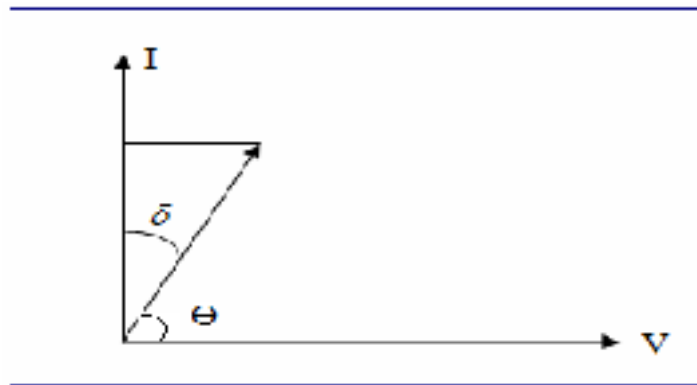


Figure 4-13 Calcul de l'angle de phase pour les mesures du FP ($\cos\theta$) et du DF ($\tan\delta$)

2. Facteur de puissance (PF) : pour des matériaux avec un facteur de dissipation relativement faible, ce qui est le cas pour la plupart des isolations des enroulements statoriques, le facteur de puissance et le facteur de dissipation sont à peu près identiques. Le facteur de puissance est déterminé en mesurant la tension (V), appliquée entre le cuivre et le noyau de l'enroulement, puis le courant résultant (I). En même

temps, la puissance (W) de l'enroulement est mesurée avec un Wattmètre précis. le facteur de puissance PF est :

$$PF = \frac{W}{VI} \quad (4.7)$$

Comme avec le DF , le PF est habituellement exprimé en pourcentage. L'essai de PF est moins précis pour la mesure des pertes diélectriques par rapport à l'essai DF , mais l'instrumentation a tendance à être moins chère puisqu'elle n'emploie pas d'instrument à pont équilibré. Le DF peut être converti en PF on utilisant:

$$PF = \frac{DF}{(1 + DF^2)^{0.5}} \quad (4.8)$$

Les valeurs de DF sont environ de 0,5% pour les deux isolations en époxy moderne et en polyester, et il est sont environ de 3 à 5% pour des enroulements en asphalte mica. Si le DF est mesuré de façon régulière, par exemple à toutes les années, et demeure constant pendant plusieurs années, cela indique qu'aucun vieillissement thermique ou contamination de l'enroulement ne se sont produits. En revanche s'il augmente d'environ 1% ou plus de sa valeur initiale, ceci est une indication soit une surchauffe de l'isolation soit d'une contamination de l'enroulement due à l'humidité ou à des contaminants partiellement conducteurs.

4.5.1.8 Essai de montée du facteur de puissance (Power Factor Tip-up Test)

Cet essai est également appelé l'essai de montée du facteur de dissipation. C'est une technique indirecte pour la détection des décharges partielles au niveau de l'enroulement statorique à haute tension, qui est complémentaire à l'essai de montée de capacité (décrit ci-dessus). Cet essai est seulement valable pour les enroulements statoriques évoluant à 2300V et plus.

Tous les matériaux d'isolation utilisés en pratique, présentent des pertes diélectriques qu'on peut mesurer par ce genre d'essai. Aux basses tensions, le facteur de puissance ne dépend pas de la tension. Cependant, à mesure que la tension alternative augmente à travers l'isolation des

enroulements préformés (Form-Wound Coil), et si des vacuoles sont présentes au niveau de l'isolation de masse, alors à un certain niveau de tension des décharges partielles commencent à se produire. Ces décharges se manifestent par une diffusion de la chaleur, de la lumière, ainsi que la génération d'un signal acoustique au niveau de l'équipement électrique. Le même phénomène se produit en cas d'un décollement ou d'une délamination dans l'enroulement. Ces décharges partielles vont accroître la valeur du facteur de puissance à des valeurs supérieures à la normale, puisqu'elles représentent une composante additionnelle de perte dans l'isolation.

Dans cet essai, le facteur de puissance PF est mesuré à deux niveaux de tensions. Un premier facteur de puissance est mesuré à basse tension, PF_{BT} , et est un indicateur des pertes diélectriques normales de l'isolation. Il est habituellement mesuré à environ 20% de la tension nominale phase-neutre du stator. Puis cette tension est augmentée à la tension nominale phase-neutre pour mesurer un deuxième facteur de puissance à haute tension, PF_{HT} . En fin, la montée du facteur de puissance ΔPF est calculée comme suit :

$$\Delta PF = PF_{HT} - PF_{BT} \quad (4.9)$$

Il est à noter que certaines compagnies font des mesures à plusieurs niveaux de tension puis calculent plusieurs ΔPF entre ces différents niveaux de tension. Cependant si après une période de quelques années, selon le cycle d'entretien, on constate que ΔPF s'éloigne de la valeur normale, l'enroulement en question est en présence d'une importante activité des décharges partielles, causée par les détériorations thermiques et les cycles de charge. Pour un nouvel enroulement présentant un ΔPF supérieur à environ trois écarts types de sa valeur moyenne, cela signifie que son isolation de masse était mal imprégnée. Ce dernier, peut être isolé et installer dans des stators qui opèrent à des basses tensions.

4.5.1.9 Mesure de décharges partielles [45, 62, 63, 65, 66]

Cet essai lorsqu'utilisé hors service, exige une alimentation d'énergie capable de charger l'enroulement à au moins la tension nominale phase-neutre. Dans le cas des stators des grands

générateurs, un transformateur conventionnel ou résonnant d'une puissance nominale de 20 à 40 kVA est nécessaire. Lors d'un arrêt temporaire de la machine, un condensateur de haute tension relié aux bornes du stator, d'ordre de 80 pF à 1 000 pF, est employé pour séparer le signal hautes fréquences des décharges partielles de l'alimentation 60 Hz (Figure 4-14). On peut alors mesurer et observer l'évolution de la tension d'initiation des décharges (Discharge Inception Voltage-DIV). Le potentiel est augmenté graduellement à la tension nominale phase-neutre. L'enroulement reste soumis à ce potentiel pendant 10 à 15 minutes pour enregistrer les pics des impulsions (Q_m) des décharges (Figure 4-15). La durée de maintien est importante puisque ces décharges partielles tendent à être plus hautes dans les premières minutes après l'application de la tension. Ensuite, la tension est graduellement abaissée jusqu'au niveau où les décharges ne sont plus discernables. Ceci représente la tension d'extinction des décharges (DEV : Discharge Extinction Voltage). Cette dernière est habituellement inférieure à celle d'initiation des décharges (DIV). Comme montré sur la Figure 4-15, des impulsions positives et négatives sont mesurées lors d'un essai *DP*.

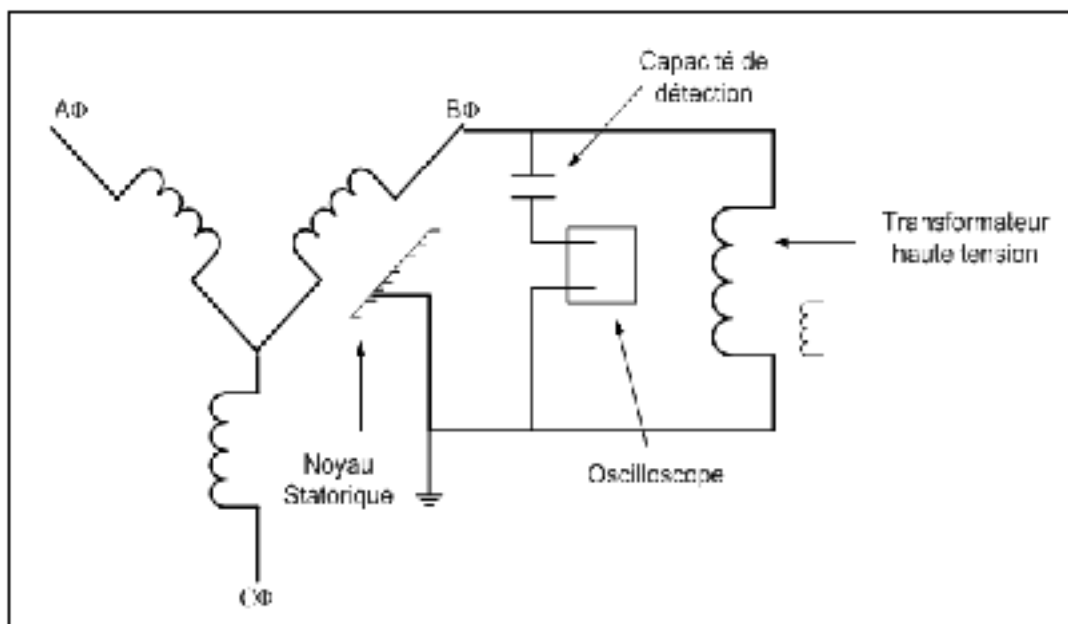


Figure 4-14 La mesure des impulsions du courant des décharges partielles

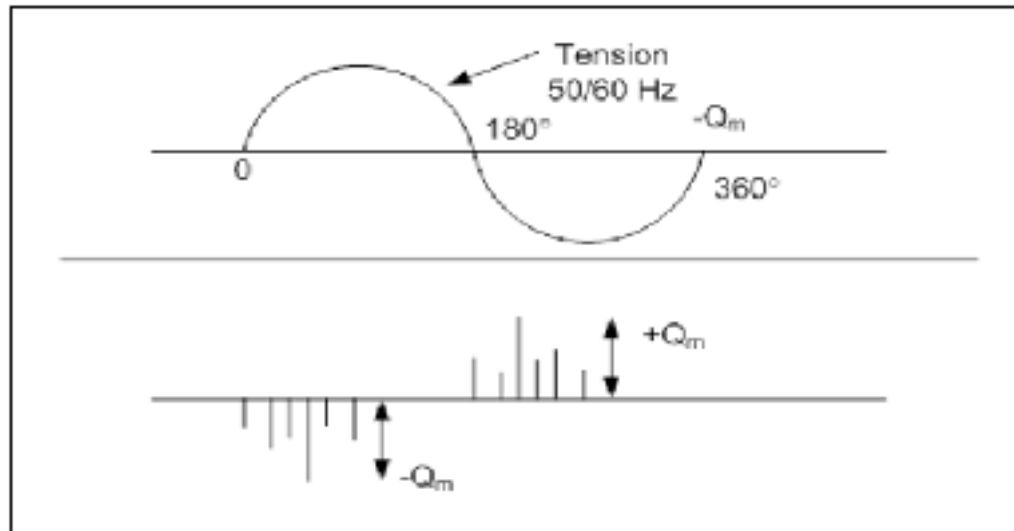


Figure 4-15 Affichage d'oscilloscope des impulsions de décharges partielles en fonction de la tension

4.5.2 Diagnostic en service (On-line)

4.5.2.1 Les mesures de décharges partielles [44, 49, 63, 67-69]

La méthode de mesure des décharges partielles « on-line » est similaire à celle off-line sauf qu'on n'utilise pas de source extérieure puisque la machine reste toujours en marche. L'avantage de cette méthode est de pouvoir estimer l'état de l'isolation sans arrêter la machine. Mais son interprétation est rendue difficile par le bruit haute fréquence provenant de sources autre que les décharges partielles.

4.5.2.2 Les autres méthodes « On-line » [67]

Sont également utilisées en service les méthodes suivantes: la mesure de la vibration des barres au cours du fonctionnement, de la température d'isolation par rapport à celle en fonctionnement normal. L'annexe III fait une récapitulation et une comparaison de la plupart des essais que l'on vient de mentionner.

CHAPITRE 5

MODÉLISATION

5.1 Mise en contexte

Une partie du développement mathématique présenté dans ce chapitre a été réalisée et présentée dans ma maîtrise. Des ajouts, notamment l'utilisation de la transformée inverse de Laplace, seront introduit dans ce chapitre afin d'améliorer la précision des modèles mathématiques représentants le courant de charge.

Comme on l'a décrit au troisième chapitre, le courant de charge mesuré (équation 3.16) est une somme de trois contributions de courant (capacitif, absorption et fuite). Faire une évaluation de l'état d'un système d'isolation d'un enroulement statorique revient à connaître l'ampleur des différentes composantes de ce courant, particulièrement le courant de fuite traversant ou contournant ce système d'isolation. Donc, il faut isoler les trois contributions du courant mesuré. Le courant capacitif est en fonction des composantes du système de mesure (résistance en série, capacité de l'échantillon) et de la durée de l'essai, décrivant ainsi seulement les conditions du système de mesure et non pas du système d'isolation. Autrement dit, il ne traduit pas de manière directe le comportement diélectrique du système d'isolation. Ce courant est initialement connu et calculé, ce qui réduit les calculs à seulement deux contributions de courant (absorption et fuite). Pour séparer ces dernières, on fait appel au principe de modélisation (expliqué plus loin) qui revient à modéliser le courant mesuré ou plutôt à donner un modèle mathématique au courant mesuré puis calculer les paramètres inconnus reliés aux deux courants d'absorption et de fuite (équation 5.3).

Ces paramètres inconnus, en l'occurrence la conductivité σ , la composante haute fréquence de la permittivité relative ϵ_∞ , et la fonction de la réponse diélectrique $f(t)$, sont utilisés pour décrire un matériau isolant linéaire, homogène et isotropique dans le domaine temporel. Une des possibilités de calcul est de procéder analytiquement en utilisant la transformée de Fourier de telle façon à ce que l'intégrale de convolution de l'équation (5.3) puisse être résolue

analytiquement menant à un système d'équations linéaire [62]. Le problème avec cette approche, en plus de sa difficulté de calcul, est que beaucoup de fonctions de réponse diélectrique sont des fonctions à changement rapide sur plusieurs décades (grande dynamique) menant ainsi à un système d'équations linéaire avec un coefficient de matrice mal conditionné. Pour les essais en montée progressive à haute tension continue, une possibilité [20] beaucoup plus simple, est de tracer une droite correspondante au courant de charge une fois que le courant capacitif devient constant (Figure 5-1-a), et de considérer que le courant d'absorption obéit à cette forme de droite pour le reste de la courbe du courant versus la tension. Mais cette approche est imprécise et inexacte et occasionnellement mène à des situations pour lesquelles le courant de conduction serait négatif (Figure 5-1-b). Il s'en suit une surestimation du courant d'absorption et une sous-estimation du courant de fuite.

Dans ce travail, la composante haute fréquence de la permittivité relative ϵ_∞ n'est pas calculée puisqu'on utilise la capacité haute fréquence C_∞ de l'échantillon telle que lue par le multimètre qui contient le paramètre ϵ_∞ suivant l'équation suivante :

$$C_\infty = C_0 \epsilon_\infty \quad (5.1)$$

Ainsi notre modèle se résume en deux inconnus : la fonction de la réponse diélectrique $f(t)$ et la résistance de fuite R_L qui est reliée à la conductivité par la relation (5.6). Pratiquement et comme on va le voir plus loin, ces deux paramètres vont nous permettre de séparer les trois contributions du courant de charge (courant capacitif, courant de conduction et courant d'absorption). Dans ce sens, la transformée de Laplace [70] est utilisée pour modéliser le courant de charge total. Malgré les approximations qu'elle exige (expliquées plus loin), cette technique s'avère très facile et très efficace. L'estimation des paramètres propres au matériau d'isolation (R_L et $f(t)$) est réalisée par le biais d'une régression linéaire simple ou multiple de la courbe du courant de charge en employant le principe de minimisation. Cette technique sera expliquée le long de ce chapitre.

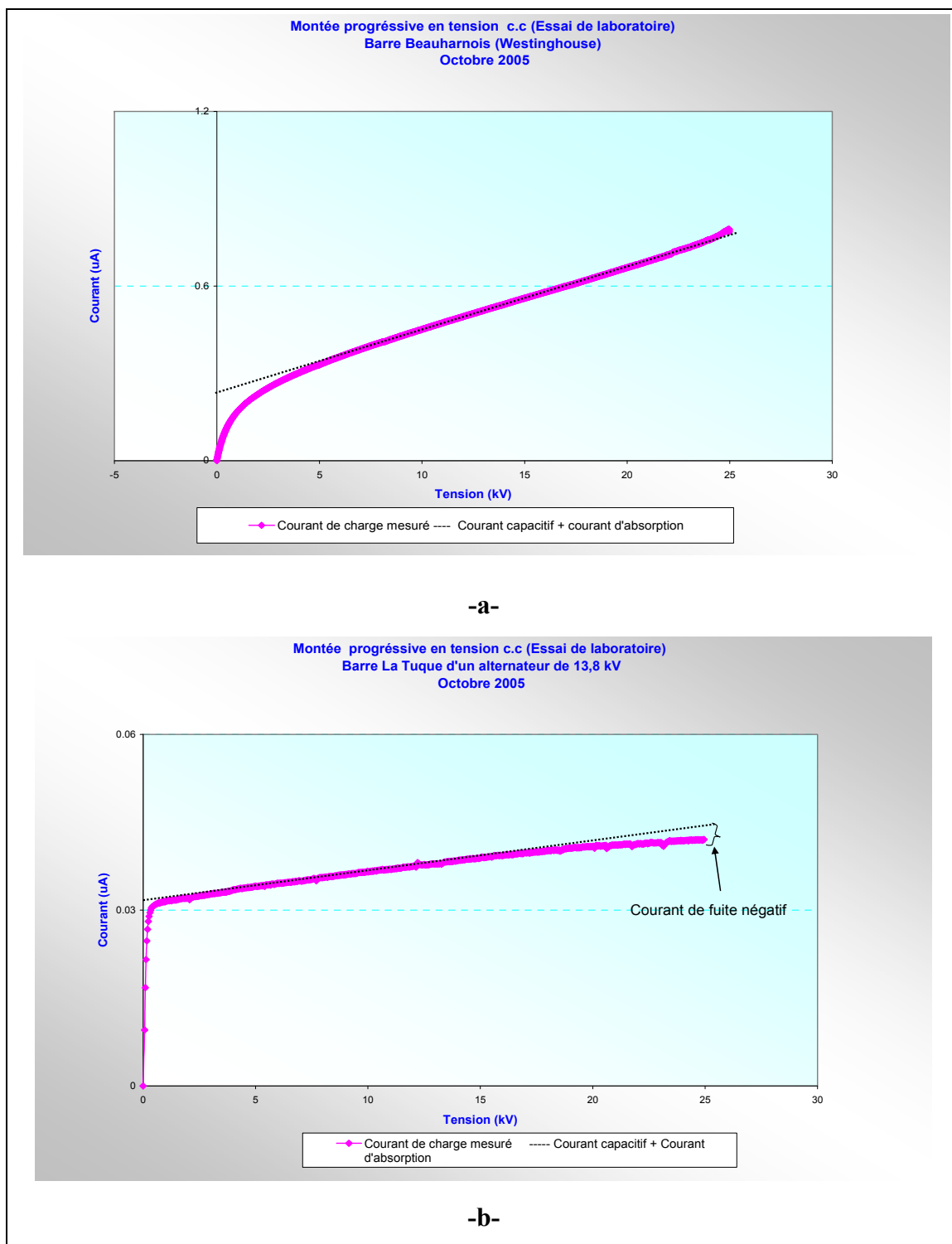


Figure 5-1 Modélisation en supposant un courant d'absorption linéaire (-a- et -b-)

5.2 Principe de modélisation

5.2.1 Définition

La modélisation trouve sa justification dans l'explication et la prédiction du phénomène temporel. Dans un modèle, on explique les variations de la variable d'intérêt, dite variable dépendante ou variable expliquée (dans notre cas le courant de charge) par les variations d'un ensemble d'autre variables dites explicatives ou variables indépendantes (dans notre cas le temps). L'explication permet de prédire les valeurs que peut prendre la variable expliquée selon celles prises par les variables explicatives. Elle représente le comportement d'une grandeur naturelle par une expression comportant une partie déterministe (une fonction) et une partie aléatoire. La partie déterministe est ce qui permet de décrire le comportement de la moyenne du phénomène (le comportement moyen). La partie aléatoire est le différentiel entre la vraie valeur étudiée et la partie déterministe.

5.2.2 Le modèle linéaire

Le modèle linéaire généralisé est sans doute l'outil le plus général, le plus utile et, par conséquent, le plus utilisé de la panoplie des instruments dévolus à la modélisation [71].

Il est connu sous le nom de régression linéaire simple ou multiple et se présente de la façon suivante :

$$\begin{aligned} Y_i &= \beta_0 + \beta_1 X_i + \varepsilon_i; & \text{Régression simple} \\ Y_i &= \beta_0 + \beta_1 X_{i1} + \beta_2 X_{i2} + \dots + \beta_k X_{ik} + \varepsilon_i; & \text{Régression multiple} \end{aligned} \quad (5.2)$$

Y_i est la variable dépendante (le courant de charge) exprimée en fonction d'une variable explicative X (le temps). L'erreur ε_i (encore appelée « résidu aléatoire ») est non corrélée linéairement avec X . De plus son espérance $E(s) = 0$. $\beta_0, \beta_1 \dots \beta_k$ sont des coefficients de l'équation de régression.

5.2.3 Les objectifs d'une étude de régression

Les objectifs d'une étude de régression sont de déterminer dans quelle mesure la droite de régression est utile à expliquer la variation existante dans les observations du courant de charge. Cette approche nous permettra également de présenter une autre façon de tester si la régression est significative, test effectué à l'aide d'un rapport de variances.

Les objectifs de l'analyse de la variance en régression linéaire sont :

1. Le modèle de régression linéaire simple ou multiple nous permet d'identifier les composantes qui peuvent contribuer de façon importante à expliquer les fluctuations dans les mesures du courant de charge.
2. L'analyse de la variance va nous permettre :
 - ✓ de quantifier la variation totale dans les observations ou les mesures et de décomposer en deux sources de variation : soit une variation attribuable à la régression soit une variable résiduelle;
 - ✓ de vérifier, à l'aide d'un tableau d'analyse de la variance, si la source de variation attribuable à la régression est significative;
 - ✓ de définir un indice qui donne une mesure descriptive de la qualité de l'ajustement des points expérimentaux (temps t , courant de charge) par la droite de régression.

5.3 Position du problème

Si la conductivité σ , la composante haute fréquence de la permittivité relative ε_∞ et la fonction de la réponse diélectrique $f(t)$ de l'échantillon sont connues, il est possible au moins numériquement de calculer le courant total de charge. Mais cela n'est pas souvent le cas. Habituellement on a donc à résoudre le problème inverse.

En effet, à partir des mesures ou des observations du courant de charge total, on retire les paramètres inconnus de l'équation de régression (dans notre cas, la résistance R_L et la fonction

de réponse diélectrique $f(t)$) en employant une routine de minimisation pour réduire au minimum l'écart type par rapport aux valeurs mesurées. Cependant, cette méthode fonctionne bien quand la forme de la fonction de la réponse diélectrique est connue et peut être décrite avec une simple fonction analytique paramétrée (voir le chapitre 3, Figure 3.18).

5.4 Calcul des paramètres inconnus de l'équation de régression

Reprenant l'équation (3.16) présentée dans le troisième chapitre :

$$i_d(t) = C_0 \left[\frac{\sigma}{\varepsilon_0} u(t) + \varepsilon_\infty \frac{du(t)}{dt} + \frac{d}{dt} \int_0^t f(t-\tau) u(\tau) d\tau \right] \quad (5.3)$$

Pour ce chapitre, on nomme $i_d(t)$ le courant total traversant la barre statorique puisqu'en ne tient pas compte de l'effet de la développante. La capacité à vide de l'échantillon C_0 est reliée à la résistance de fuite R_L de ce même échantillon par la formule (5.6) suivante :

$$C_0 = \varepsilon_0 \frac{l}{d} \Rightarrow \frac{l}{d} = \frac{C_0}{\varepsilon_0} \quad (5.4)$$

$$R_L = \frac{d}{l\sigma} \Rightarrow \frac{l}{d} = \frac{1}{R_L\sigma} \quad (5.5)$$

$$\frac{C_0}{\varepsilon_0} \sigma = \frac{1}{R_L} \quad (5.6)$$

avec: ε_0 : Permittivité du vide ($= 8.85 \times 10^{-12} \text{ F/m}$), l : Surface des plaques (les deux armatures formant le condensateur de l'échantillon), $[m^2]$, d : La distance entre les deux plaques, $[m]$, σ : Conductivité électrique propre à l'échantillon, $[(\Omega m)^{-1}]$, C_0 : Capacité à vide, $[F]$ et R_L : Résistance de fuite $[\Omega]$.

Donc l'équation (5.3), en y insérant les deux équations (5.1) et (5.6), devient :

$$i_d(t) = \frac{u(t)}{R_L} + C_\infty \frac{du(t)}{dt} + C_0 \frac{d}{dt} \int_0^t f(t-\tau)u(\tau)d\tau \quad (5.7)$$

Un modèle équivalent simple de l'isolation statorique employé pour décrire les pertes relatives et tenant compte des divers phénomènes diélectriques qui se produisent pendant l'essai à haute tension est représenté sur la Figure 5-2-a.

La Figure Figure 5-2-b est le schéma simplifié dans le domaine de Laplace avec $C(s)$ et R_L représentent tous les effets de charge, de polarisation, de conduction, d'ionisations et de pertes diélectriques [20].

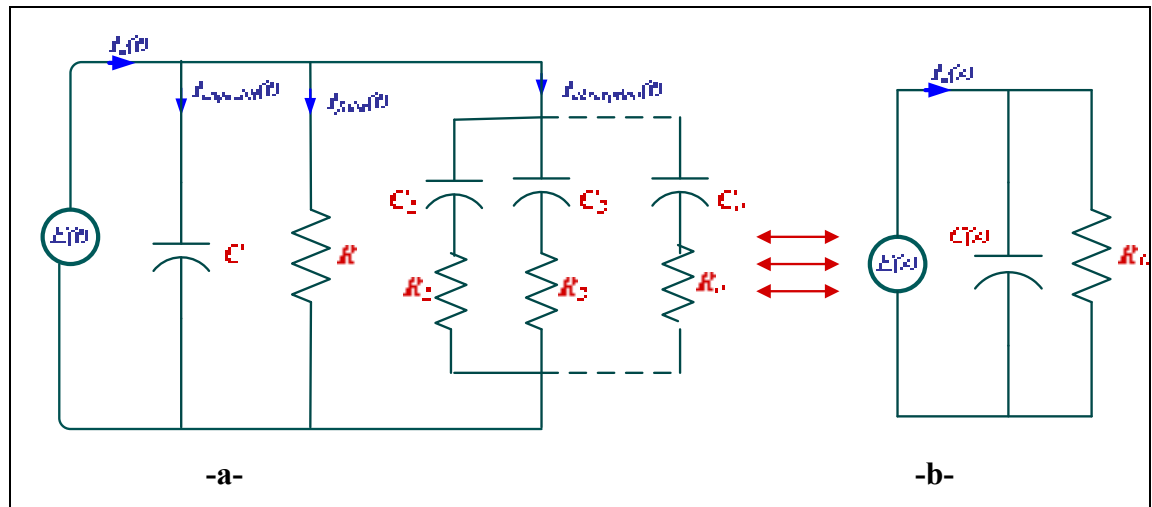


Figure 5-2 -a- Schéma équivalent d'un enroulement d'isolation statorique dans lequel les mécanismes de polarisation diélectriques sont combinés
-b- Schéma simplifié

Si on remplace les équations (5.1) et (5.6) dans l'équation (3.17), présentée au chapitre 3, nous obtenons l'équation suivante :

$$i_d(t) = \frac{U_c}{R_L} + U_c C_\infty \delta(t) + U_c C_0 f(t) \quad 0 \leq t \leq t_{ch} \quad (5.8)$$

La transformée de Laplace, désignée par la lettre L (Annexe IV), de l'équation (5.7) donne l'équation du courant $i_d(t)$ dans le domaine de Laplace $I_d(s)$. Ce courant est défini par l'équation suivante :

$$I_d(s) = L(i(t)) = \frac{U(s)}{R_L} + sC_\infty U(s) + sC_0 F(s) U(s)$$

$$I_d(s) = \frac{U(s)}{R_L} + s[C_\infty + C_0 F(s)] U(s)$$

$$I_d(s) = \frac{U(s)}{R_L} + sC(s) U(s) \quad (5.9)$$

avec : $U(s) = L(u(t))$, , $F(s) = L(f(t))$ et $C(s) = [C_\infty + C_0 F(s)]$ est la capacité universelle Laplacienne. Si on ajoute à la Figure 5.2-b une résistance de mesure en série R_s (Figure 5-3), avec l'échantillon, on obtient dans le domaine de Laplace le circuit suivant :

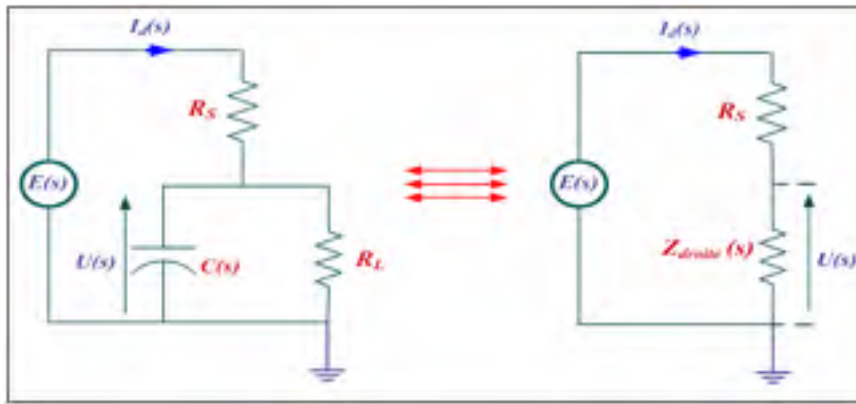


Figure 5-3 Approche Circuiterie

avec : R_s est la résistance série, R_L est la résistance de l'échantillon et $Z_{droite}(s)$ est l'impédance équivalente dans le domaine de Laplace de la partie droite de l'échantillon. Selon la Figure 5.3, $U(s)$ et $Z_{droite}(s)$ sont égales à:

$$U(s) = E(s) - R_s I_d(s) \quad (5.10)$$

$$Z_{droite}(s) = \frac{E(s) - R_s I_d(s)}{I_d(s)} \quad (5.11)$$

Remplaçons l'équation (5.10) dans (5.9), nous aurons :

$$I_d(s) = \frac{E_s(s) - R_s(s)I_d(s)}{R_L} + C_\infty s(E_s(s) - R_s(s)I_d(s)) + C_0 F(s)s(E_s(s) - R_s(s)I_d(s))$$

Après quelques manipulations on aura:

$$I_d(s) + \frac{R_s}{R_L} I_d(s) + R_s s I_d(s) [C_\infty + C_0 F(s)] = E(s) \left[\frac{1}{R_L} + s \{C_\infty + C_0 F(s)\} \right] \quad (5.12)$$

Insérons la capacité universelle Laplacienne. L'égalité (5.12) devient :

$$\begin{aligned} I_d(s) \left\{ 1 + \frac{R_s}{R_L} + R_s s C(s) \right\} &= E(s) \left[\frac{1}{R_L} + s C(s) \right] \\ I_d(s) &= \frac{E(s) \left[\frac{1}{R_L} + s C(s) \right]}{\left\{ 1 + \frac{R_s}{R_L} + s R_s C(s) \right\}} \\ I_d(s) &= \frac{E(s)}{R_s + \left(\frac{1}{R_L} + s C(s) \right)^{-1}} \end{aligned} \quad (5.13)$$

5.5 Modélisation sans tenir compte des développantes ni de la non linéarité

Pour cette étude, la contribution des parties développantes de la bobine n'est pas prise en compte dans la modélisation, seules les parties droites sont considérées. Aussi, on suppose que la conductivité σ et la réponse diélectrique ne varient pas avec le champ électrique et restent linéaires. Tel que mentionné précédemment, le courant d'absorption obtenu lors de

l'application d'un échelon de tension peut généralement être exprimé par une relation de la forme de Curie-Von Schweidler [10], et exprimé par:

$$I_{absorption}(t) = C_{\infty} U_c K_1 t^{-n} \quad (5.14)$$

avec n étant l'exposant d'absorption compris entre 0 et 1, C_{∞} étant la capacité haute fréquence de l'échantillon telle que lue par un multimètre et U_c est le niveau de l'échelon de tension. La valeur du nouveau paramètre K_1 , [s^{n-1}], est liée aux pertes diélectriques et elle dépend fortement de la nature de la résine de liaison et du degré de réticulation. Ce courant représente le deuxième terme de l'équation (5.8) et est donc relié à la fonction de réponse diélectrique par :

$$I_{Absorption}(t) = U_c C_0 f(t) \quad (5.15)$$

Donc, si on remplace le côté gauche de l'équation (5.14) par l'équation (5.15), la fonction de la réponse diélectrique $f(t)$ sera égale à :

$$f(t) = \frac{C_{\infty}}{C_0} K_1 t^{-n} \quad (5.16)$$

Donc $f(t)$ suit une loi de puissance décroissante de la forme de :

$$f(t) = A_1 t^{-n} \quad (5.17)$$

avec $A_1 = C_{\infty} K_1 / C_0$.

Il est important de noter que ce modèle diverge à $t=0$ si $n>0$. Cela signifie que le modèle avec $n>0$ n'est pas applicable pour des périodes arbitrairement courtes. Si $n<1$ alors l'intégrale représentant toute la charge stockée dans le matériau divergera également et c'est physiquement impossible. Conséquemment, ce modèle n'est pas valide pour des longues périodes de temps si $n<1$. Malgré ces deux limitations, les expériences prouvent que le modèle de Curie-Von Schweidler, dans des plages de temps bien spécifiques avec différentes valeurs de n , correspond très bien avec les valeurs mesurées dans la plupart des cas [62].

Dans le domaine de Laplace l'équation (5.16) est égale à :

$$F(s) = L(f(t)) = \frac{C_\infty}{C_0} K_1 \Gamma(1-n) s^{n-1} \quad (5.18)$$

Si on remplace l'équation (5.18) dans le paramètre $sC(s)$ de l'équation (5.13), nous aurons :

$$sC(s) = sC_\infty + C_\infty K_1 \Gamma(1-n) s^n$$

Posons $B = C_\infty K_1 \Gamma(1-n)$, alors :

$$sC(s) = sC_\infty + Bs^n \quad (5.19)$$

5.5.1 Cas d'un essai de montée en tension progressive (RT)

Pour une rampe de tension $E(t) = \alpha t$ (α est le rapport dV/dt , appelée aussi la pente), $E(s)$ est égal à :

$$E(s) = L(E(t)) = \frac{\alpha}{s^2} \quad (5.20)$$

Si on remplace les deux équations (5.18) et (5.19) dans l'équation (5.13) et faisant quelques arrangements, le courant $i_d(t)$ sera égal à:

$$i_d(t) = L^{-1} \left\{ \frac{\alpha \left\{ \frac{1}{R_L} + sC_\infty + Bs^n \right\}}{s^2 \left\{ 1 + \frac{R_s}{R_L} + R_s (sC_\infty + Bs^n) \right\}} \right\} \quad (5.21)$$

avec L^{-1} désignant la transformée de Laplace inverse (Annexe IV).

On pratique, l'ordre de grandeur de la résistance en série R_s est de quelques $M\Omega$ pour les essais sur le terrain (chez Hydro-Québec R_s est de l'ordre de 10 $M\Omega$ et elle est de l'ordre de 1 $M\Omega$

chez Manitoba-Hydro). La résistance R_L , comme on va le voir dans le prochain chapitre, est de l'ordre de quelques $G\Omega$, ce qui permet d'écrire :

$$\frac{R_s}{R_L} \ll 1$$

On peut aussi écrire pour des grandes valeurs de s et $n < I$, ce qui suit :

$$Bs^n \ll sC_\infty$$

Tenant compte de ces deux approximations, l'équation (5.21) devient :

$$i_d(t) = L^{-1} \left[\frac{\alpha \left\{ \frac{1}{R_L} + sC_\infty + Bs^n \right\}}{s^2 \{1 + R_s s C_\infty\}} \right]$$

$$i_d(t) = \alpha L^{-1} \left\{ \frac{1/R_L}{s^2 \{1 + R_s s C_\infty\}} \right\} + \alpha L^{-1} \left\{ \frac{C_\infty}{s \{1 + R_s s C_\infty\}} \right\} + \alpha L^{-1} \left\{ \frac{Bs^{n-2}}{\{1 + R_s s C_\infty\}} \right\} \quad (5.22)$$

Prenons la constante de temps : $\tau = R_s C_\infty$

De l'équation (5.22), par identification à l'équation (3.21), présentée au chapitre 3, on tire les égalités suivantes :

$$i_{Conduction}(t) = \alpha L^{-1} \left\{ \frac{1/R_L}{s^2 \{1 + \tau s\}} \right\} = \frac{\alpha}{R_L} \left(t - \tau + \tau e^{-t/\tau} \right) \quad (5.23)$$

$$i_{Capacitif}(t) = \alpha L^{-1} \left(\frac{C_\infty}{s \{1 + \tau s\}} \right) = \alpha C_\infty \left(1 - e^{-t/\tau} \right) \quad (5.24)$$

$$i_{Absorption}(t) = \alpha L^{-1} \left\{ \frac{Bs^{n-2}}{\{1 + \tau s\}} \right\} = \frac{\alpha B}{\tau} L^{-1} \left\{ \left(\frac{1}{s + \frac{1}{\tau}} \right) \bullet (s^{n-2}) \right\} \quad (5.25)$$

Posons : $H(s) = \frac{1}{s + \frac{1}{\tau}}$ et $G(s) = s^{n-2}$, selon le théorème de Laplace (produit de convolution,

Annexe IV), on écrit :

$$L^{-1}(G(s) \bullet H(s)) = \int_0^t G(x)H(t-x)dx$$

avec:

- x et t sont des variables temporelles
- $G(x) = L^{-1}(G(s)) = \frac{x^{1-n}}{\Gamma(2-n)}$
- $H(t) = L^{-1}(H(s)) = e^{-\frac{t}{\tau}}$
- $H(t-x) = e^{-\frac{(t-x)}{\tau}}$

L'équation (5.25) devient alors:

$$i_{Absorption}(t) = \frac{\alpha B e^{-t/\tau}}{\tau \cdot \Gamma(2-n)} \int_0^t x^{1-n} e^{x/\tau} dx \quad (5.26)$$

Pour développer cette l'intégrale de cette équation, il faut intégrer par partie. Posons :

$$f(x) = x^{1-n} \Rightarrow f'(x) = (1-n)x^{-n} \quad \text{et} \quad g'(x) = e^{x/\tau} \Rightarrow g(x) = \tau e^{x/\tau} - \tau$$

Selon le théorème de l'intégration par partie, on a :

$$\int_a^b g'(x) f(x) dx = g(x) f(x) \Big|_a^b - \int_a^b g(x) f'(x) dx$$

L'équation (5.26) devient :

$$i_{Absorption}(t) = \frac{\alpha B e^{-t/\tau}}{\tau \cdot \Gamma(2-n)} \left[\left(\left(\tau e^{x/\tau} - \tau \right) \bullet \left(x^{1-n} \right) \Big|_0^t \right) - (1-n) \int_0^t \left(\tau e^{x/\tau} - \tau \right) x^{-n} dx \right] \quad (5.27)$$

On remarque directement que l'équation (5.27) diverge lorsque $x = 0$, puisque le terme $x^{-n} \rightarrow \infty$ à $x = 0$. Pour contourner cette divergence, on introduit le paramètre m qui prend une valeur la plus proche de zéro mais supérieure de zéro. Ce qui implique qu'on intègre entre m et t au lieu de 0 à t l'intégrale de l'équation (5.27). Donc l'équation (5.27) devient :

$$i_{Absorption}(t) = \frac{\alpha B e^{-t/\tau}}{\tau \cdot \Gamma(2-n)} \left[\left(\left(\tau e^{x/\tau} - \tau \right) \bullet (x^{1-n}) \right) \Big|_m^t - (1-n) \int_m^t \left(\tau e^{x/\tau} - \tau \right) x^{-n} dx \right] \quad (5.28)$$

Après développement et simplification de l'équation (5.28), nous aurons :

$$i_{Absorption}(t) = \frac{\alpha B}{\Gamma(2-n)} t^{1-n} - \frac{\alpha B e^{m-t/\tau}}{\Gamma(2-n)} m^{1-n} - \frac{\alpha B}{\Gamma(1-n)} \int_m^t e^{-(t-x)/\tau} x^{-n} dx \quad (5.29)$$

Le troisième terme de l'équation (5.29) est calculé en utilisant la méthode de trapèze [72] ce qui donne :

$$\int_m^t x^{-n} e^{-(t-x)/\tau} dx = \frac{(t-m) \left[m^{-n} e^{-(t-m)/\tau} + 2 \left(\sum_{i=1}^{g-1} \left(\frac{mg + i(t-m)}{g} \right)^{-n} e^{-(t-m)(g-i)/g\tau} \right) + t^{-n} \right]}{2g} \quad (5.30)$$

avec g est le nombre des trapèzes utilisés. On pose par la suite :

$$W = \frac{-e^{m-t/\tau}}{1-n} \cdot m^{1-n} - \int_m^t e^{-(t-x)/\tau} x^{-n} dx$$

$$W = \frac{-e^{m-t/\tau}}{1-n} \cdot m^{1-n} - \frac{(t-m) \left[m^{-n} e^{-(t-m)/\tau} + 2 \left(\sum_{i=1}^{g-1} \left(\frac{mg + i(t-m)}{g} \right)^{-n} e^{-(t-m)(g-i)/g\tau} \right) + t^{-n} \right]}{2g}$$

L'équation (5.29) devient :

$$i_{Absorption}(t) = \frac{\alpha B}{\Gamma(2-n)} t^{1-n} + \frac{\alpha B}{\Gamma(1-n)} W \quad (5.31)$$

$$i_d(t) = \alpha C_\infty \left(1 - e^{-t/\tau} \right) + \frac{\alpha}{R_L} \left(t - \tau + \tau e^{-t/\tau} \right) + \frac{\alpha B}{\Gamma(2-n)} t^{1-n} + \frac{\alpha B}{\Gamma(1-n)} W \quad (5.32)$$

Dans les paragraphes suivants deux méthodes utilisées pour séparer les trois contributions du courant de charge de l'équation (5.21) seront présentées. Les deux méthodes sont la méthode Approximative (méthode d'Hydro Québec) et la méthode Exacte développée dans cette thèse.

5.5.1.1 Méthode approximative

Cette méthode, comme son nom l'indique, repose sur quelques approximations dans l'équation de courant de charge (5.32) pour ne garder que les variables explicatives à grandes influences sur la variable dépendante (courant total). Ce modèle rend moins compliqué le calcul des paramètres inconnus R_L , K_I et n . Ces approximations sont les suivantes :

$$\begin{cases} \frac{\alpha B}{\Gamma(2-n)} t^{1-n} & \text{pour } t \gg \tau \\ t \gg \tau \left(e^{-t/\tau} - 1 \right) & \text{pour } t \gg \tau \end{cases} \quad (5.33)$$

Finalement l'équation (5.32) prend la forme:

$$\begin{aligned} i_d(t) &\cong \alpha C_\infty \left(1 - e^{-t/\tau} \right) + \frac{\alpha t}{R_L} + \frac{\alpha B t^{1-n}}{\Gamma(2-n)} \\ i_d(t) &\cong \alpha C_\infty \left(1 - e^{-t/\tau} \right) + \frac{\alpha}{R_L} t + \frac{\alpha C_\infty K_1}{(1-n)} t^{1-n} \end{aligned} \quad (5.34)$$

Le courant capacitif qui est égal à $\alpha C_\infty \left(1 - e^{-t/\tau} \right)$ est connu, donc on peut le transférer vers la partie gauche de l'équation (5.34) et on pose:

$$I'(t) = i_d(t) - i_{\text{capacitif}}(t) \cong \frac{\alpha}{R_L} t + \frac{\alpha C_\infty K_1}{(1-n)} t^{1-n} \quad (5.35)$$

Dans le calcul suivant, le but est de déterminer les paramètres inconnus de l'équation (5.35), en l'occurrence R_L , K_I et n . Ces trois paramètres vont nous permettre à isoler les trois contributions du courant de charge. On pose:

$$\begin{cases} X_{i1} = t \\ X_{i2} = t^{1-n} \end{cases}$$

avec X_{i1} et X_{i2} sont des variables explicatives et i est le nombre d'observations ou de mesures. La relation linéaire entre la variable dépendante $I'(t)$ et les variables explicatives est de la forme :

$$I'(t) = \beta_1 X_{i1} + \beta_2 X_{i2} \quad (5.36)$$

On veut estimer les paramètres β_1 et β_2 du modèle (équation 5.36) dont les moyennes et la variance des $I'_i(t)$, avec $i=1, \dots, \text{nombre de points ou d'observations}$, donc :

$$\begin{aligned} E(I'_i(t)) &= \beta_1 X_{i1} + \beta_2 X_{i2} \\ \text{Var}(I'_i(t)) &= \sigma^2, \text{ pour tout } i \end{aligned}$$

L'estimateur de $E(I'_i(t))$ est $\hat{I}'_i(t)$ où :

$$\hat{I}'_i(t) = b_1 X_{i1} + b_2 X_{i2} \quad (5.37)$$

L'équation (5.37) représente l'équation de régression, et $e_i = I'_i(t) - \hat{I}'_i(t)$ est le résidu pour l' i ème observation et b_1 est l'estimateur de β_1 et b_2 est celui de β_2 . Par correspondance entre les deux équations (5.35) et (5.37) on peut écrire :

$$b_1 = \frac{\alpha}{R_L} \quad (5.38)$$

$$b_2 = \frac{\alpha K_1 C_\infty}{(1-n)} \quad (5.39)$$

On remarque qu'on a deux équations (b_1 et b_2) à trois inconnus (K_L , R_L et n) qu'on veut déterminer. Donc il nous faut au moins une troisième équation. Pour contourner cette difficulté, on procède numériquement puisque la plage de variation de l'exposant n est connue. Cette plage est généralement entre 0,5 et 0,95. Dans une boucle on fait varier n pour une plage de 0,5 à 0,95 à des incréments d'ordre de 0,005 (grandeur utilisée dans notre programme) et pour

chaque valeur de n on fait une régression linéaire en utilisant le principe de minimisation pour trouver b_1 et b_2 qui donnent l'erreur résiduelle la plus petite. À l'issue de cette boucle on tire la valeur de n , b_1 et b_2 qui vont nous permettre de déterminer R_L et K_L .

La régression est faite juste sur la partie la plus stable de la courbe du courant de charge (entre les deux points *début de régression* et *fin de régression*) là où le comportement diélectrique est jugé linéaire avant que les non-linéarités prennent effet (Figure 5-4). Pour obtenir les expressions des deux estimateurs b_1 et b_2 on applique la méthode des moindres carrés qui consiste à minimiser la somme de carrés résiduelle ($\sum e_i^2$) par rapport à b_1 et b_2 sur l'intervalle allant du point *début de régression* jusqu'au point *fin de régression* dans une boucle on faisant varier n :

$$\begin{aligned} \text{Minimiser} \left(\sum_{i=\text{debut-regression}}^{\text{fin-regression}} e_i^2 \right) &= \text{Minimiser} \left(\sum_{i=\text{debut-regression}}^{\text{fin-regression}} \left(I'(t)_i - \hat{I}'(t) \right)^2 \right) \\ &= \text{Minimiser} \left(\sum_{i=\text{debut-regression}}^{\text{fin-regression}} \left(I'_i(t) - b_1 X_{i1} - b_2 X_{i2} \right)^2 \right) \end{aligned}$$

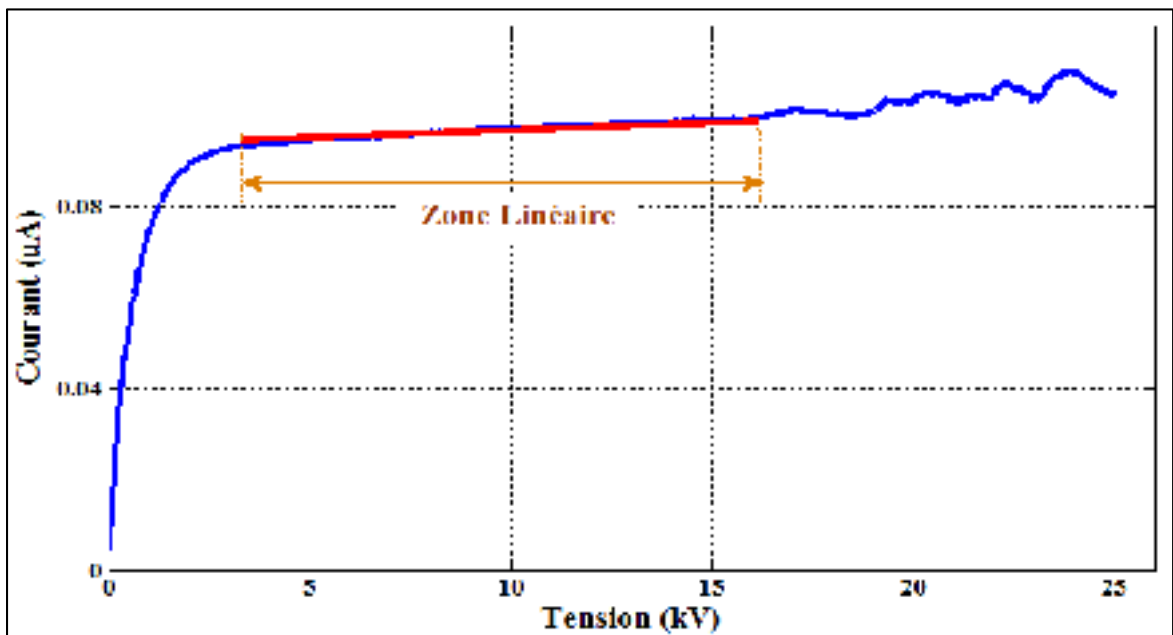


Figure 5-4 La partie droite de la courbe de charge utilisée pour la régression

On a recours aux dérivées partielles :

$$\frac{\partial \left(\sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} e_i^2 \right)}{\partial b_1} = 2 \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} (I'_i(t) - b_1 X_{i1} + b_2 X_{i2}) X_{i1}$$

$$\frac{\partial \left(\sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} e_i^2 \right)}{\partial b_2} = 2 \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} (I'_i(t) - b_1 X_{i1} + b_2 X_{i2}) X_{i2}$$

Annulant ces dérivées, et après quelques arrangements nous obtenons le système suivant :

$$b_1 \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} X_{i1}^2 + b_2 \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} X_{i1} X_{i2} = \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} I'_i(t) X_{i1}$$

$$b_1 \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} X_{i1} X_{i2} + b_2 \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} X_{i2}^2 = \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} I'_i(t) X_{i2}$$

La forme matricielle des coefficients de régression, une fois que le calcul matriciel est bien fait s'écrit :

$$\begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} X_{i1}^2 & \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} X_{i1} X_{i2} \\ \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} X_{i1} X_{i2} & \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} X_{i2}^2 \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} X_{i1} I'_i(t) \\ \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} X_{i2} I'_i(t) \end{bmatrix} \quad (5.40)$$

À ce niveau-là, le paramètre n est connue (la valeur utilisée dans la boucle), les coefficients b_1 et b_2 sont connus aussi. Ces trois valeurs donne la plus petite erreur résiduelle entre le courant de charge modélisé et celui mesuré. Finalement R_L et K_I sont égalent à:

$$R_L = \frac{\alpha}{b_1} \quad (5.41)$$

$$K_I = \frac{b_2 (1-n)}{\alpha C_\infty} \quad (5.42)$$

5.5.1.2 Méthode d'Hydro Québec

L'analyse de l'essai de montée en tension progressive a été intégrée dans un projet au bénéfice de la compagnie Hydro-Québec. Cette analyse utilise le même principe que la méthode approximative présentée dans le paragraphe précédent. Elle repose elle aussi sur la détermination des mêmes paramètres que la méthode approximative à savoir K_I , n et R_L . La zone linéaire est déterminée automatiquement par l'utilisation d'un code dans le programme de modélisation. Donc le programme de la modélisation lui-même calcul les bornes de cette zone pour chaque test. Pour les essais sur le terrain, soit en centrale, cette méthode a été utilisée, depuis 2006, pour la modélisation de plusieurs essais de montée progressive en tension continue réalisés par la compagnie Hydro-Québec. Elle l'est toujours au moment d'écrire ces lignes, quoiqu'un projet en cours ait pour but une mise à jour de l'interprétation des essais de montée progressive en tension continue

5.5.1.3 Méthode exacte

Cette méthode repose sur une solution numérique de l'équation (5.21) dans le domaine de Laplace n'en faisant aucune approximation dans les calculs comme c'était le cas dans les deux méthodes précédentes. Ceci est possible en faisant appel à un logiciel de calcul (dans notre cas Matlab) ayant l'option de faire le calcul numérique de la transformée inverse de Laplace. Faisant un développement de l'équation (5.21) en mettant les paramètres connus d'un côté et ceux inconnus dans l'autre. Donc, on aura :

$$\frac{1}{R_L} \left[\frac{\alpha}{s^2} - R_s I_d(s) \right] + KC_\infty \Gamma(1-n) \left[(\alpha s^{n-2} - R_s I_d(s) s^n) \right] = \left[(1 + R_s C_\infty s) I_d(s) - \frac{\alpha C_\infty}{s} \right] \quad (5.43)$$

On peut revenir dans le domaine du temps en utilisant la transformée inverse de Laplace de chaque paramètre. Le calcul de la transformée inverse se fait par calcul numérique. Donc, l'équation (5.43) dans le domaine du temps peut s'écrire :

$$\frac{1}{R_L} \left(L^{-1} \left[\frac{\alpha}{s^2} - R_s I_d(s) \right] \right) + KC_\infty \Gamma(1-n) \left(L^{-1} \left[(\alpha s^{n-2} - R_s I_d(s) s^n) \right] \right) = L^{-1} \left[(1 + R_s C_\infty s) I_d(s) - \frac{\alpha C_\infty}{s} \right] \quad (5.44)$$

Cette équation peut aussi s'écrire sous la forme suivante :

$$b_1 X_{i1} + b_2 X_{i2} = I'(t) \quad (5.45)$$

avec :

$$b_1 = \frac{1}{R_L}$$

$$b_2 = KC_\infty \Gamma(1-n)$$

$$X_{i1} = L^{-1} \left(\frac{\alpha}{s^2} - R_s I_d(s) \right)$$

$$X_{i2} = L^{-1} \left(\alpha s^{n-2} - R_s I_d(s) s^n \right)$$

$$I'(t) = L^{-1} \left((1 + R_s C_\infty s) I_d(s) - \frac{\alpha C_\infty}{s} \right)$$

X_{i1} et X_{i2} représentent les variables explicatives de l'équation de régression alors que $I'(t)$ représente la variable dépendante. La relation linéaire entre la variable dépendante $I'(t)$ et les variables explicatives X_{i1} et X_{i2} est semblable à la forme de l'équation (5.36). Le reste du calcul pour déterminer b_1 et b_2 est semblable à celui de la méthode approximative et conséquemment il est inutile de le reprendre ici. Donc, par analogie au résultat de la méthode approximative, les estimateurs b_1 et b_2 prennent les expressions de l'équation (5.40) repris ici :

$$\begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} X_{i1}^2 & \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} X_{i1} X_{i2} \\ \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} X_{i1} X_{i2} & \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} X_{i2}^2 \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} X_{i1} I'_i(t) \\ \sum_{i=\text{début}-\text{regression}}^{\text{fin}-\text{regression}} X_{i2} I'_i(t) \end{bmatrix} \quad (5.46)$$

Finalement les valeurs de R_L et K_I seront égales à :

$$R_L = \frac{1}{b_1} \quad (5.47)$$

$$K_1 = \frac{b_2}{C_\infty \Gamma(1-n)} \quad (5.48)$$

5.5.2 Cas d'un essai de polarisation et de dépolarisation (*PDT*)

L'essai de polarisation et de dépolarisation à courant continu (*PDT* : Polarisation and Depolarisation Test) consiste à une application d'un échelon de tension à courant continu, dans le cas d'un bobinage d'une machine, entre la phase et la carcasse métallique qui est reliée à la terre ou, dans le cas d'une barre, entre le cuivre et la mise à la terre. Pour ce type d'essai, le niveau de l'échelon de tension est modéré comparé aux essais Hipot et il est généralement inférieur à la tension nominale. Le courant de polarisation, ou courant de charge, est enregistré pendant toute la période de charge. Après une période suffisamment longue, l'objet d'essai est court-circuité et le courant de dépolarisation ou de décharge est enregistré pendant un temps équivalent (ou plus court dans certains cas) au temps de charge. Cet essai est décrit en détail dans les normes d'IEEE [6, 7] et dans nombreux rapports techniques et publications [8, 73-76]. Comme on l'a présenté dans le chapitre 3, le courant de polarisation est la somme de quatre contributions à savoir : la contribution instrumentale représentée par le courant capacitif, la contribution du courant d'absorption et les deux contributions des courants de fuite de volume et de surface de l'isolation. Le courant dû à l'instrumentation prend effet pendant un temps très court et sa grandeur est connue. Ce courant avec le courant d'absorption forment le courant de dépolarisation qui une fois soustrait du courant de polarisation permet aux courants de fuite de volume et de surface d'être déterminés. La connaissance du courant de polarisation permet, entre autre, de déterminer deux paramètres très utilisés en industrie à savoir la résistance d'isolation (*RI*) et l'indice de polarisation (*IP*).

Comme on l'a mentionné plus haut, le vieillissement de l'isolation et la présence des défauts dans le système d'isolation peuvent souvent être liés à des changements de la réponse diélectrique et à la grandeur du courant de fuite. Ainsi, la méthode *PDT* est basée sur la mesure quantitative de la réponse diélectrique de l'isolation et du courant de fuite. En conséquence, en utilisant un logiciel d'analyse, une variété de paramètres numériques peut être extraite à partir

de l'essai *PDT* permettant de dépister le vieillissement de l'isolation. Pour la mesure *PDT*, la tension est appliquée suivant l'expression ci-dessous [77] :

$$E(t) = \begin{cases} 0 & t < 0 \\ U_0 & 0 \leq t \leq t_c \\ 0 & t > t_c \end{cases} \quad (5.49)$$

où t_c est le temps de charge et U_0 est le niveau de tension appliqué durant la période de charge. Pour la période de charge, l'expression de l'équation (5.49) dans le domaine de Laplace est donnée par :

$$E(s) = \frac{U_0(1 - e^{-t_c s})}{s}$$

Pour un temps de charge t_c qui tend vers l'infini ou si on tient compte uniquement de la charge, cette équation prend la forme suivante :

$$E(s) = \frac{U_0}{s} \quad (5.50)$$

En suivant le même développement des équations que celui de l'essai de montée en tension progressive (*RT*), le courant de polarisation (ou de charge) dans le domaine de Laplace est donné par :

$$I_d(s) = \frac{U_0 \left[\frac{1}{R_L} + sC_\infty + s^n C_\infty K_1 \Gamma(1-n) \right]}{s \left[1 + \frac{R_s}{R_L} + sR_s C_\infty + s^n R_s C_\infty K_1 \Gamma(1-n) \right]} \quad (5.51)$$

Séparons les paramètres inconnus de ceux connus, l'équation (5.51) dans le domaine du temps devient :

$$\frac{1}{R_L} \left(L^{-1} \left[\frac{U_0}{s} - R_s I_d(s) \right] \right) + K_1 C_\infty \Gamma(1-n) \left(L^{-1} \left[\left(U_0 s^{n-1} - R_s I_d(s) s^n \right) \right] \right) = L^{-1} \left[(1 + R_s C_\infty) I_d(s) - U_0 C_\infty \right] \quad (5.52)$$

L'équation (5.52) peut s'écrire sous la forme suivante :

$$b_1 X_{i1} + b_2 X_{i2} = I'(t) \quad (5.53)$$

avec:

$$b_1 = \frac{1}{R_L}$$

$$b_2 = K_1 C_\infty \Gamma(1-n)$$

$$X_{i1} = L^{-1} \left(\frac{U_0}{s} - R_s I_d(s) \right)$$

$$X_{i2} = L^{-1} (U_0 s^{n-1} - R_s I_d(s) s^n)$$

$$I'(t) = L^{-1} ((1 + R_s C_\infty s) I_d(s) - U_0 C_\infty)$$

Par analogie aux résultats des méthodes approximative et exacte, présentée dans le paragraphe précédent, les estimateurs b_1 et b_2 prennent la même expression que (5.40) et (5.46) :

$$\begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_{i=\text{début-regression}}^{\text{fin-regression}} X_{i1}^2 & \sum_{i=\text{début-regression}}^{\text{fin-regression}} X_{i1} X_{i2} \\ \sum_{i=\text{début-regression}}^{\text{fin-regression}} X_{i1} X_{i2} & \sum_{i=\text{début-regression}}^{\text{fin-regression}} X_{i2}^2 \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} \sum_{i=\text{début-regression}}^{\text{fin-regression}} X_{i1} I'_i(t) \\ \sum_{i=\text{début-regression}}^{\text{fin-regression}} X_{i2} I'_i(t) \end{bmatrix} \quad (5.54)$$

Finalement les valeurs de R_L et K_1 seront égaux à :

$$R_L = \frac{1}{b_1} \quad (5.55)$$

$$K_1 = \frac{b_2}{C_\infty \Gamma(1-n)} \quad (5.56)$$

CHAPITRE 6

RÉSULTATS ET DISCUSSIONS

Un programme en Matlab a été développé pour les calculs des paramètres de modélisation du courant mesuré qui a été présenté dans le chapitre précédent. Ce programme nous permet aussi de séparer le courant capacitif, le courant de fuite et le courant d'absorption du courant mesuré modélisé. Ce dernier est déterminé sur toute la période de charge et il apparaît superposé avec le courant de charge mesuré sur le graphique courant en fonction de la tension appliquée. Une courbe d'un courant de charge mesuré pour une isolation de masse en bon état se superposera bien avec celle de son modèle linéaire tel qu'illustré sur la Figure 6-1-a. Dans le cas d'une isolation dégradée, des non-linéarités apparaîtront sur la courbe du courant de charge mesuré par rapport au modèle linéaire tel qu'illustré sur la Figure 6-1-b. Ces non-linéarités proviennent généralement du courant de fuite et donnent une idée sur l'ampleur du défaut de l'isolation de masse de l'enroulement statorique.

Des essais ont été réalisés dans ce sens au Laboratoire Haute Tension de l'École de Technologie Supérieure sur des échantillons (barres et bobines) de différentes technologies. Certains essais ont aussi été réalisés par le personnel de l'IREQ. Des essais réalisés sur le terrain seront aussi présentés. Dans ce chapitre, le but de ces essais est de vérifier, dans un premier temps, la qualité de la modélisation du courant de charge et de voir qu'elle précision le modèle exact donne-t-on par rapport au modèle approximé (modèle Hydro Québec). Dans un second temps, une comparaison des résultats de la modélisation des essais *RT* et des essais *PDT* sera présentée.

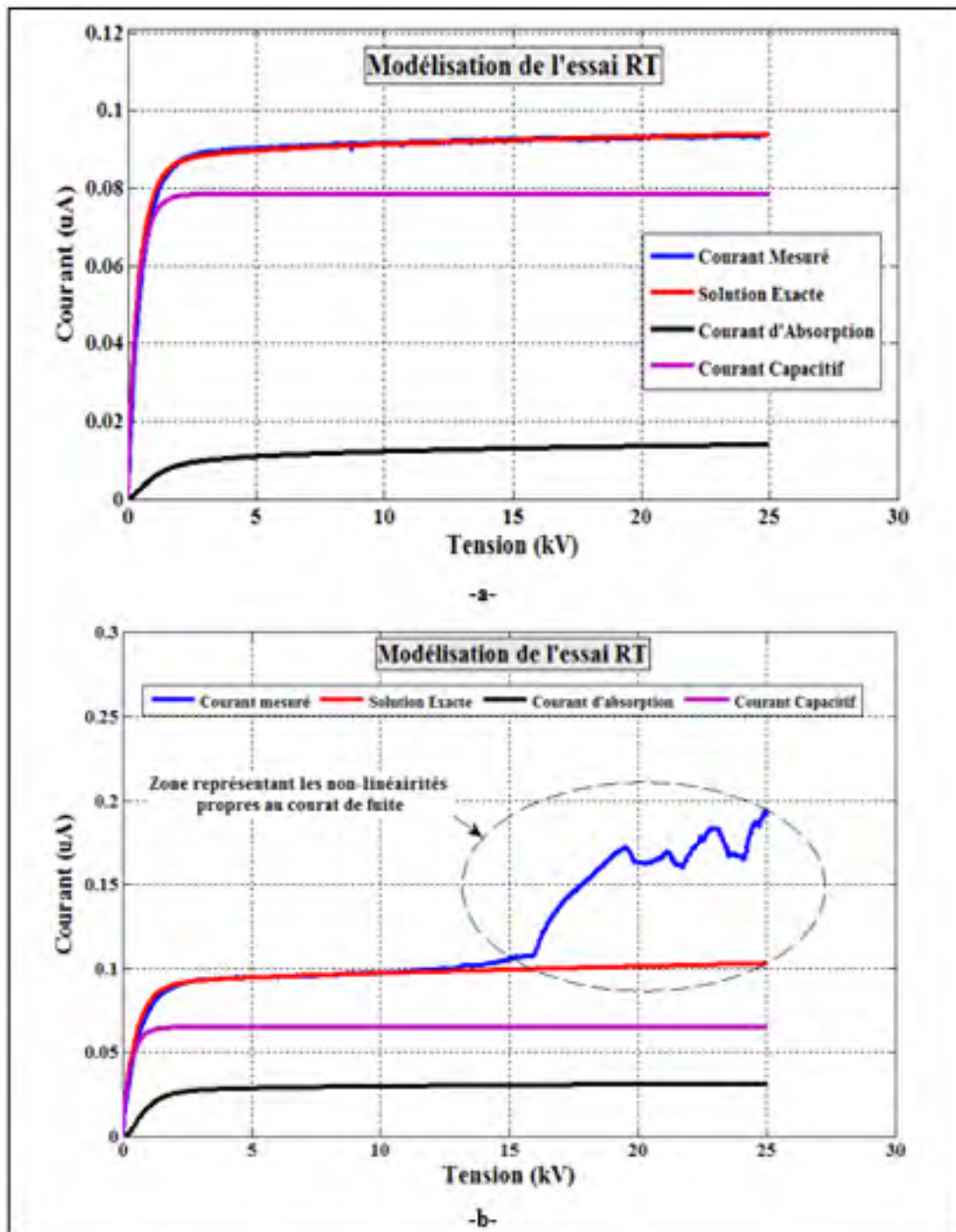


Figure 6-1 Modélisation du courant charge d'essai RT –a- Cas d'une isolation en bonne condition –b- Cas d'une isolation dégradée

6.1 Mise en contexte

Cette section présente les résultats de la modélisation des essais *RT* et *PDT* réalisés sur des échantillons décrits dans le Tableau 6-1 présenté ci-dessous. Les barres choisies pour cette étude sont des barres de réserve qui étaient disponibles au laboratoire de l'IREQ. Elles sont à base de différentes technologies tant au niveau de l'isolation de masse que de la technologie utilisée pour le système anti-effluves. On note, deux fabricants présentés dans la deuxième colonne du Tableau 6-1, ont maintenant changés de noms. Le nom du fabricant General Electric, présenté dans le Tableau 6-1, est devenu Andritz et celui du fabricant Alstom est devenu General Electric. Dans ce chapitre, seuls les résultats de la modélisation ne tenant pas compte de la contribution de la partie hors fer seront présentés. Pour la modélisation incluant les parties développantes, ces résultats seront le sujet du prochain chapitre. Les mesures présentées dans ce chapitre représentent des mesures de laboratoire réalisées sur des barres ou des bobines et des mesures de terrain réalisées sur des enroulements statoriques complets des générateurs opérants dans différentes centrales électriques d'Hydro-Québec. Pour chaque échantillon, présenté dans le Tableau 6-1, deux types d'essais ont été effectués, en l'occurrence l'essai *RT* et l'essai *PDT*.

Les Figures 6.3 à 6.33 illustrent les essais effectués sur les échantillons du Tableau 6-1. La courbe expérimentale ainsi que les courbes issues des modèles de la méthode exacte et de la méthode approximative pour les essais *RT* sont illustrées à la partie -a- des figures correspondantes, alors que la séparation des trois contributions du courant de charge est illustrée à la partie -b-. Pour les essais *PDT*, les parties -a- des figures montrant les résultats des essais *PDT* représentent les mesures effectuées à différents échelons de tensions tandis que les parties -b- représentent la modélisation du courant de charge.

Sur ces figures, le courant de charge mesuré est la somme du courant capacitif, du courant d'absorption, du courant d'ionisation (causé par la possible présence de décharges partielles) et du courant de conduction. Le courant capacitif obtenu sur chaque échantillon est constant pendant tout l'essai puisque la pente dv/dt est constante. Cependant, le graphique du courant

de charge est légèrement arrondi au début de l'essai en raison de la résistance série utilisée pour la mesure d'une part et de l'effet du revêtement anti-effluves d'une autre part. Les paramètres R_L , K_I et n (discutés dans les sections précédentes) sont calculés pour chaque essai sur chaque échantillon et présentés dans les tableaux présentés ci-dessous.

Tableau 6-1 Différents échantillons ayant subis des essais RT et PDT
sélectionnés pour cette étude

Échantillons	Fabricant	Isolation du mur	C_∞ (nF)	Niveaux de la tension d'essai (kV)	
				RT	PDT
Bobine B1	General Electric	Asphalte-mica	2.44	0 - 25	1, 5, 10, 20
Barre B2	Alstom	Époxy-mica (Isotenax)	5.30	0 - 17	1, 5, 10, 20
Barre B3	Alstom	Époxy-mica (Isotenax-N)	1.69	0 - 25	1, 5
Barre B4	Alstom	Époxy-mica (Duritenax)	3.65	0 - 25	1, 5, 10, 20
Barre B5	General Electric	Époxy-mica (Micamat)	2.50	0 - 25	1, 5, 10, 20
Bobine B6	Westinghouse	Polyester-mica (Thermalastic)	5.20	0 - 25	1, 5, 10, 15, 20
Bobine B7	National Electric Coil	Polyester-mica	3.65	0 - 25	1, 5, 10, 20
Unité M1	General Electric	Asphalte-mica	1610	0 - 11	2.50
Unité M2	General Electric	Asphalte-mica	1583	0 - 22	2.50
Unité M3	Alstom	Époxy-mica (Isotenax)	926	0 - 22	1, 5, 10
Unité M4	Alstom	Époxy-mica (Isotenax)	926	0 - 22	1, 5, 10
Unité M5	Alstom	Époxy-mica (Isotenax)	1464	0 - 23.5	1, 5
Unité M6	Alstom	Époxy-mica (Isotenax)	1464	0 - 23.5	1, 5
Unité M7	Thomson	Polyester-mica	1855	0 - 11	2.50, 5
Unité M8	National Electric Coil	Polyester-mica	1626	0 - 18.7	2.50, 5
Unité M9	Thomson	Polyester-mica	2621	0 - 22.4	1, 10

Les deux paramètres K_I et n dépendent uniquement du matériau isolant concerné. Ils ne dépendent donc pas de la taille (la capacité) de l'échantillon et devraient être les mêmes pour une phase complète ou une barre de réserve si les matériaux sont identiques, tandis que le paramètre R_L est inversement proportionnel au nombre de barres ou de bobines.

Pour les essais RT et PDT réalisés en laboratoire, présentés dans les paragraphes suivants, le montage utilisé pour ces mesures est un montage à deux électrodes actives appelé aussi UST (Ungrounded Sample Test) tel qu'il est présenté et expliqué au chapitre 2. Pour les essais RT et PDT réalisés sur le terrain (en centrales électriques), présentés ci-dessous, la configuration du montage utilisée est un montage à une seule électrode active appelé aussi GST (Grounded Sample Test) tel qu'il est présenté et expliqué au chapitre 2.

6.2 Système d'isolation à base d'Asphalte-mica

Au cours de la première guerre mondiale, les résines asphaltiques (également appelés bitume) ont été employées en combinaison avec des lamelles de mica pour la première fois afin d'améliorer l'isolation électrique des bobines statoriques des turbogénérateurs.

Quelques années plus tard, l'évolution des systèmes d'isolation haute tension a débuté dans les années 40, mais s'est surtout concrétisé dans les années 50, grâce à l'apparition de deux nouveautés importantes. La première est la découverte quasi-simultanée en Europe et aux USA de procédés permettant de réduire l'isolant en microclivures et de le régénérer sous forme de feuille continue dans une machine à papier. On obtient ainsi le papier de mica. La deuxième découverte est la possibilité d'utiliser des résines époxy, polyester et plus tard novolaques comme liant de l'isolation. Donc, l'isolation en asphalte-mica était utilisée bien avant l'apparition des résines thermodurcissables alors que l'isolation moderne des machines tournantes est maintenant à base de résine époxy.

Le système d'isolation de la bobine de réserve B1 et deux unités M1 et M2, présentées ci-dessous, est à base d'asphalte-mica. Des essais RT et PDT ont été réalisés en laboratoire sur la

bobine B1 et en centrales sur les unités M1 et M2. Donc, le système d'isolation en question est à base du mica enrobé d'asphalte modèle General Electric de classe thermique *B* (130°C). Cette substance est constituée par des lamelles de mica et une matrice d'asphalte. Ce matériau contient une quantité limitée de polyester thermoplastique (PET) et il est fortement polaire. Sous l'influence du champ électrique un plus grand nombre de dipôles par unité de volume s'aligneront dans le champ. De ce fait, plus les charges induites seront neutralisées sur les électrodes, plus le courant de charge augmente pour maintenir le potentiel appliqué. Ceci est montré sur la Figure 6-3, présentée ci-dessous, par une inclinaison de la courbe du courant de charge sous forme d'une pente plus raide. Le problème souvent rencontré avec ce type d'isolant est la délamination des couches de mica, en particulier à l'extrémité de la barre où il subit la température et la contamination de l'huile (craquage de périmètre).

6.2.1 Mesures de laboratoire

La modélisation du courant de charge issu de l'essai *RT* réalisé sur la bobine B1 est déterminée à partir de la procédure de modélisation présentée et développée dans le chapitre précédent. La Figure 6-2, présentée ci-dessous, montre les résultats obtenus. On remarque sur la Figure 6-2-a, que les résultats de cette méthode de modélisation sont plus précis et proches des valeurs du courant de charge mesuré que ceux utilisant la méthode approximative. À partir de cette modélisation, les grandeurs des trois contributions du courant de charge pour l'échantillon en question sont tirées et présentées à la Figure 6-2-b. La grandeur de la contribution du courant de fuite affichée sur cette figure peut être considérée comme normale dû à la caractéristique polaire de ce type d'isolation.

Les résultats de l'essai *PDT* réalisé sur cette même bobine sont illustrés à la Figure 6-3. Les courbes des deux courants de charge et de décharge sont représentées dans un repère logarithmique Log-Log. Cette représentation permet de déterminer l'exposant d'absorption n et le modèle approprié à utiliser pour déterminer le vrai courant de fuite et les composantes du courant d'absorption par rapport à la courbe du courant versus le temps. La courbe du courant de décharge est reliée aux propriétés intrinsèques du matériau d'isolation. Elle permet à

l'opérateur d'avoir une idée rapide sur la nature du problème lorsque celle-ci s'éloigne largement de la courbe du courant de charge. Dans le cas de la bobine B1, les courbes du courant de charge et celle de décharge aux cinq différents niveaux de tension (Figure 6-3-a) restent relativement superposées et ne s'écartent que vers la fin de l'essai. Ceci indique que la grandeur du courant de fuite est assez faible, ce qui signifie que le système d'isolation de cette bobine est en bonne condition. On remarque aussi l'affirmation, déjà faite dans [41], que l'isolation de masse pour une barre non vieillie se comporte linéairement.

La solution linéaire du courant de charge, en utilisant le modèle exacte donné par l'équation 5.51, correspondante à chaque niveau de tension est représentée à la Figure 6-3-b. Cette solution est déterminée en utilisant le modèle exact donné par l'équation (5.51) suivant la procédure de modélisation de l'essai *PDT* présentée au chapitre précédent au paragraphe 5.5.2. Cette procédure nous permet de calculer les paramètres, K_I , n et R_L correspondants à cet essai.

Donc, à partir des figures issues des deux essais (*RT* et *PDT*) réalisés sur la bobine B1, on peut dire que la contribution du courant de fuite est faible et en même temps négligeable confirmant que le système d'isolation de cette bobine est dans un état acceptable.

Le Tableau 6-2 montre les grandeurs des paramètres calculées (K_I , n , R_L) et les valeurs des paramètres d'évaluation établis par la norme IEEE [6] en l'occurrence le paramètre *IP* et le paramètre *RI*. Dans le cas de l'essai *PDT*, les résultats présentés dans ce tableau ont été calculés et établis à un niveau de tension de 12 kV. La grandeur des paramètres calculés est très proche pour les deux essais (*RT* et *PDT*) comme le montre le Tableau 6-2. De plus, la valeur de l'indice de polarisation (*IP*) est supérieure aux valeurs minimales recommandées par la norme IEEE 43[6]. Ceci renforce l'hypothèse que le système d'isolation de cette bobine est dans un état acceptable.

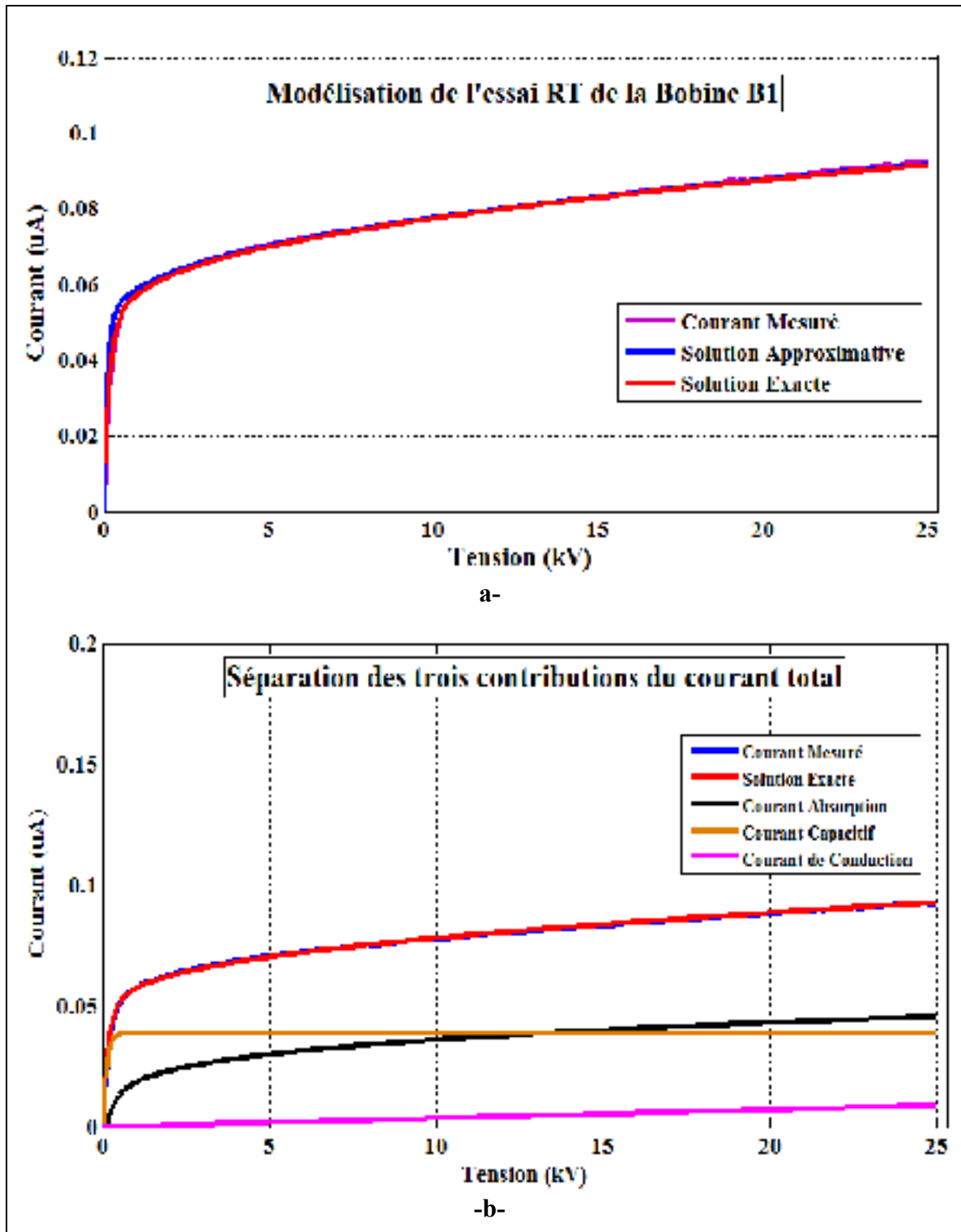


Figure 6-2 Résultats de l'essai RT obtenus sur la bobine B1 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative)
 –b- Séparations des trois contributions du courant de charge

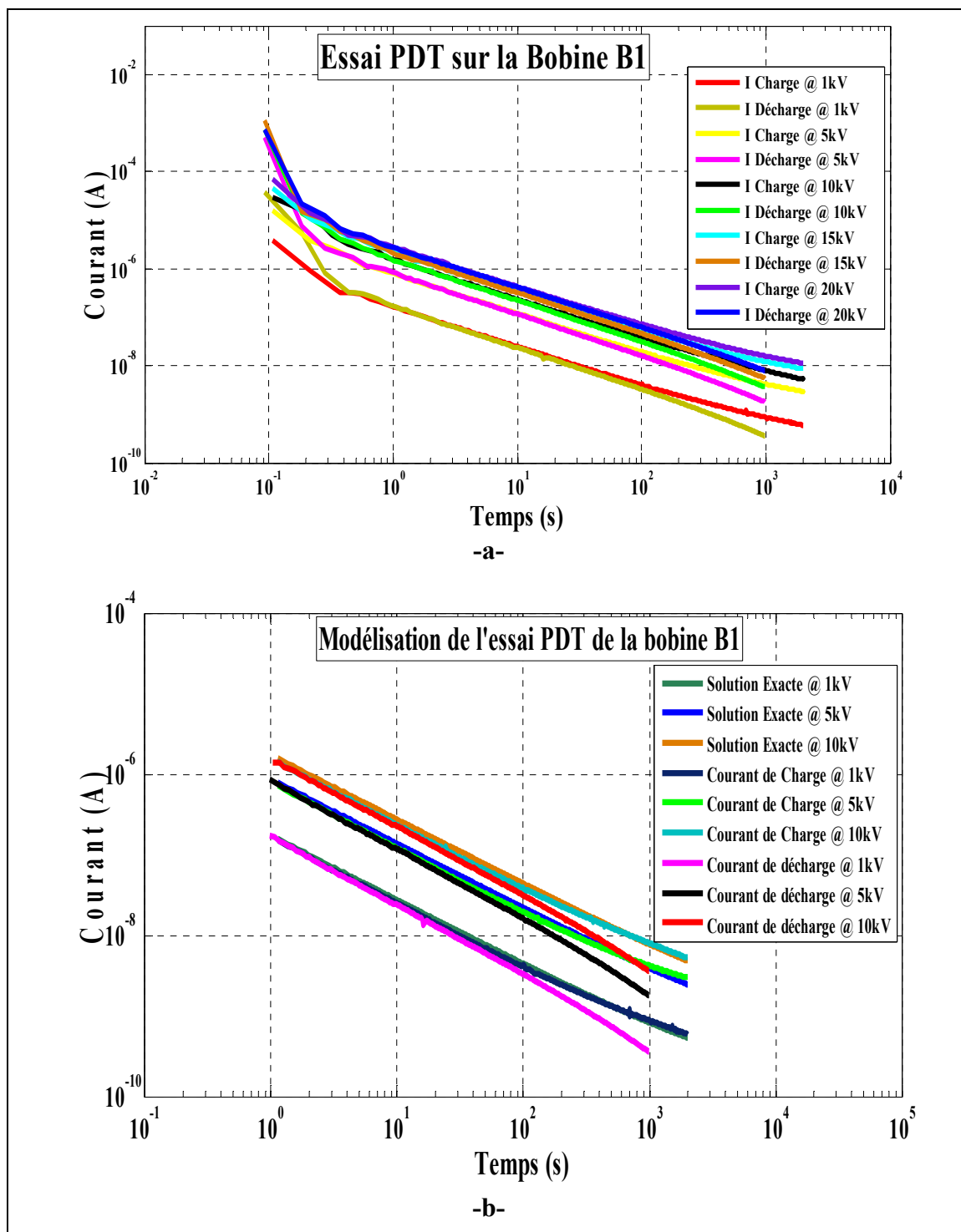


Figure 6-3 Résultats de l'essai PDT obtenus sur la bobine B1 a- Résultats de la mesure à cinq niveaux de tension b- Résultats de la modélisation

6.2.2 Mesures de terrain

Les Figures 6.4 à 6.7 montrent, respectivement, les mesures issues des essais *RT* et *PDT* réalisés sur les trois phases de deux générateurs hydro-électriques, symbolisés M1 et M2, ayant une tension nominale de 13.8 kV et une puissance de 51MVA pour M1 et de 50 MVA pour M2 mis en service en 1951 et en 1953 respectivement par General Electric. Il s'agit d'un système d'isolation à base de l'asphalte-mica pour les deux unités semblable à celui de la bobine B1. On remarque sur la Figure 6-4 et la Figure 6-6 que le modèle de la solution linéaire du courant de charge utilisant la méthode exacte, donne plus de précision que la méthode approximative surtout au début de la courbe. Ceci permet de déterminer avec plus de précision la grandeur des trois contributions du courant de charge comme il est montré à la Figure 6-4-a et à la Figure 6-6-a.

Pour rappel, le courant mesuré est la somme de trois contributions à savoir, le courant capacitif, le courant d'absorption et le courant de conduction ou courant de fuite. Généralement dans le cas d'une isolation à base d'asphalte-mica, le courant d'absorption représente un pourcentage important du courant total puisque ce système d'isolation électrique est composé de deux matériaux hautement polaires à savoir : les lamelles de mica et une matrice à base d'asphalte. Toute déviation par rapport à la courbe linéaire signifie une augmentation non-linéaire du courant de fuite qui peut être une indication d'une détérioration du système d'isolation. À ce propos, le résultat de l'essai *RT*, comme il est illustré à la Figure 6-4 et à la Figure 6-6, indique que les non-linéarités observées sur la courbe du courant mesuré par rapport à celle du modèle linéaire surviennent à des tensions (tension d'inflexion) de 9.2 kV pour l'unité M1 et de 14.6 kV dans le cas de l'unité M2. Pour l'unité M1 qui a une tension nominale de 13.8kV, on observe des non-linéarités qui commencent à prendre place aux alentours de 9 kV et deviennent importantes à mesure que la tension augmente. Ceci peut être indicateur d'un sérieux problème. Afin d'éviter d'endommager davantage le système d'isolation de l'unité M1, l'essai *RT* a été arrêté à une tension de 11 kV avant d'atteindre le niveau maximal d'essai de 22 kV. Dans le cas de l'unité M2 l'état de son système d'isolation est moins préoccupant que celui de l'unité

M1 comme le montre la Figure 6-6. La grandeur du courant de fuite de l'unité M2 obtenue est à ne pas négliger et peut être une indication d'un défaut au niveau de son système d'isolation.

Les courbes, illustrées à la Figure 6-5 et à la Figure 6-7, montrent le résultat de l'essai *PDT*, réalisé sur ces deux unités, présenté dans un repère logarithmique du courant de charge et de décharge en fonction du temps. L'essai *PDT* sur les deux unités, M1 et M2, a été mené à un seul échelon de tension de 2.5kV. On remarque sur ces figures un bon ajustement entre la courbe de la solution exacte et celle de la mesure.

On voit clairement sur ces figures que l'unité M1 a un courant de fuite plus élevé que celui de l'unité M2. Ceci vient renforcer la conclusion faite après l'essai *RT*. Aussi, on remarque sur le Tableau 6-2 que la résistance R_L de l'unité M1 est inférieure à celle de l'unité M2. Par conséquent l'amplitude du courant de fuite de l'unité M1 est supérieure à celle de l'unité M2. Aussi, les grandeurs des paramètres de la norme IEEE 43 [6], *IP* et *RI*, à 2.5kV ne montre pas une absorption de l'humidité ou une présence de saleté au niveau de l'isolation. Habituellement, les mesures *IP* et *RI* sont effectuées à 5kV ou moins (dans ce cas à 2.5kV), inférieure à la tension nominale phase-terre d'une machine. Cette limite de la mesure peut masquer certains défauts qui pourraient être présents au-dessus de 5kV. Ceci est bien le cas des deux unités M1 et M2, qui montrent un comportement normal du courant mesuré pour des tensions jusqu'à 5kV. Mais à mesure que la tension augmente, le comportement du courant mesuré devient erratique et quelque peu asymptotique. Selon ces résultats le système d'isolation de ces deux unités est jugé détérioré approchant la fin de sa vie utile.

En conclusion et comme le montre le Tableau 6-2 présenté ci-dessous, les paramètres calculés, K_I et n , à partir des mesures de laboratoire et de terrain pour les essais *RT* et *PDT* sont très proches et du même ordre de grandeur. Ceci est normal puisque ces échantillons sont à base du même matériau isolant, en l'occurrence Asphalte-mica. On peut dire pour un même système d'isolation, la seule différence entre une mesure sur une bobine ou une barre et sur un

enroulement complet est bien la taille de l'objet d'essai, donc des grandeurs de courants différentes.

Tableau 6-2 Résultats de la modélisation des essais RT et PDT réalisés sur des systèmes d'isolation à base d'asphalte-mica

Unité/Échantillon	M1		M2		B1	
Type d'essai	RT	PDT	RT	PDT	RT	PDT
$K_I (s^{n-1})$	0.076	0.072	0.067	0.066	0.049	0.047
n	0.77	0.80	0.78	0.80	0.77	0.75
$R_L (G\Omega)$	1.42	1.33	1.75	2	2825	2272
$IP (5kV)$	3.44	3.55	3.7	4	4.40	4.10
$RI@40^\circ C (G\Omega)^*$	0.039	0.043	0.052	0.06	56.34	43.41

*La correction est faite utilisant l'équation (1.2) et selon la norme IEEE-43-2013 [6]

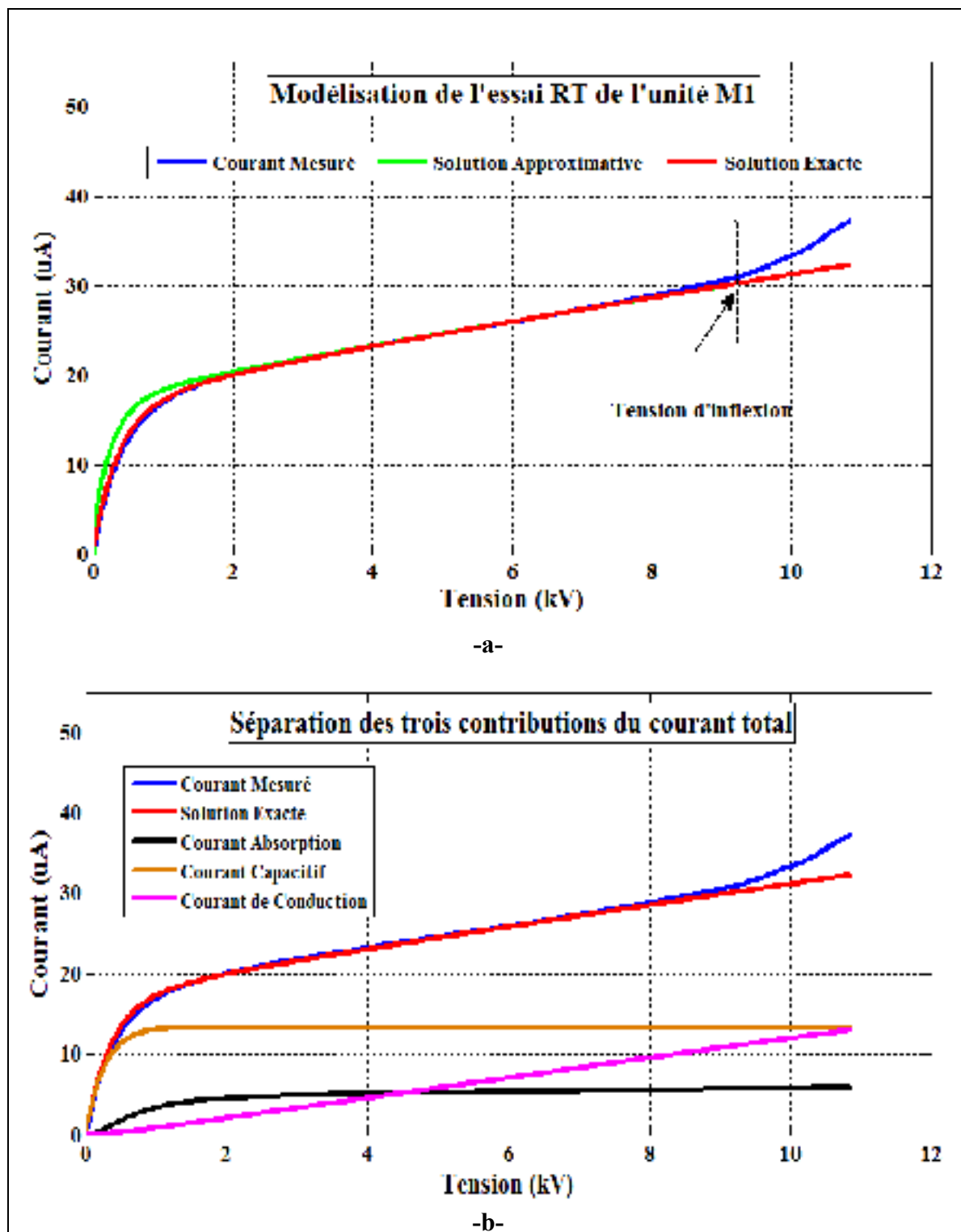


Figure 6-4 Résultats de l'essai RT obtenus sur l'unité M1 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative)
–b- Séparations des trois contributions du courant de charge

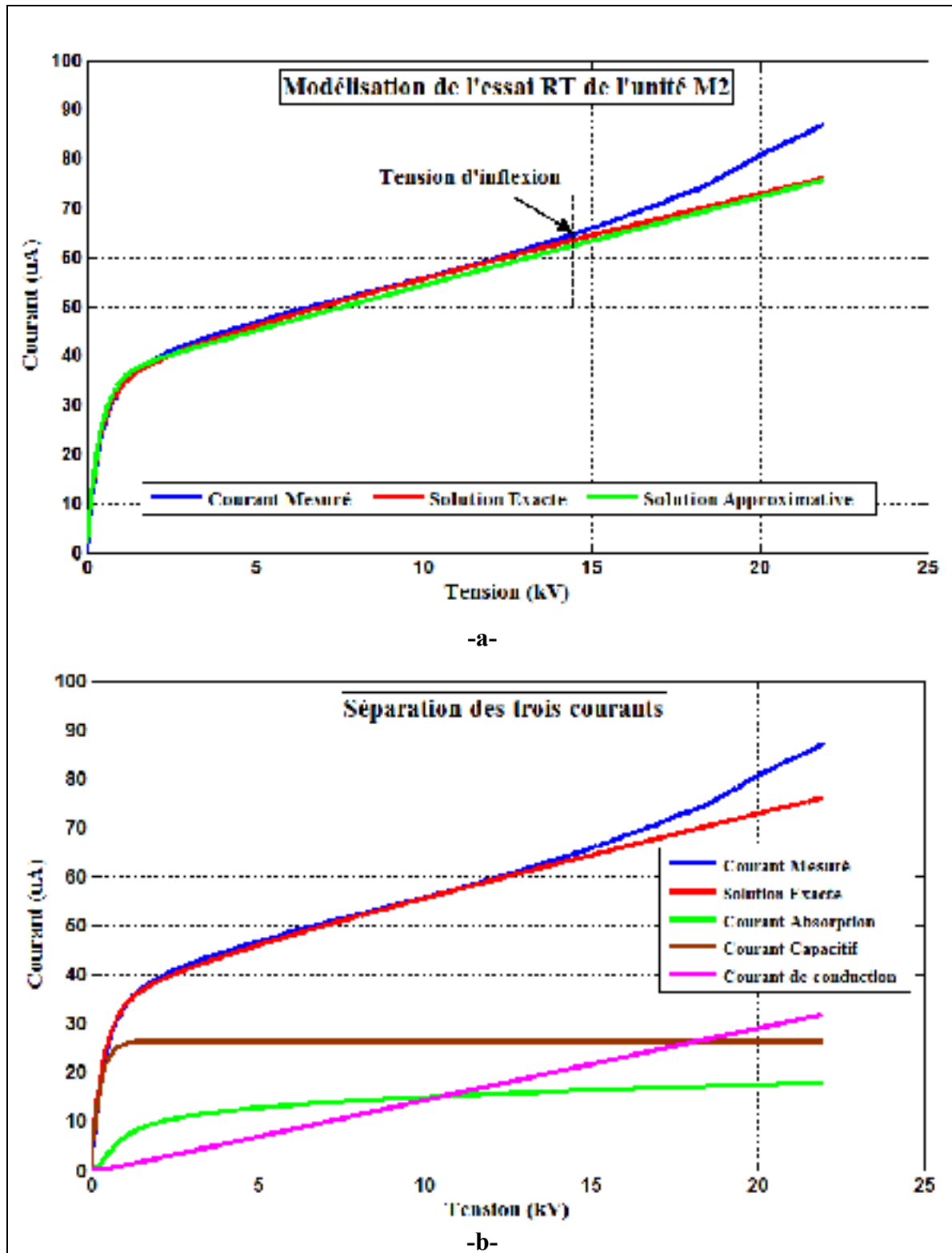


Figure 6-5 Résultats de l'essai RT obtenus sur l'unité M2 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative)
 –b- Séparations des trois contributions du courant de charge

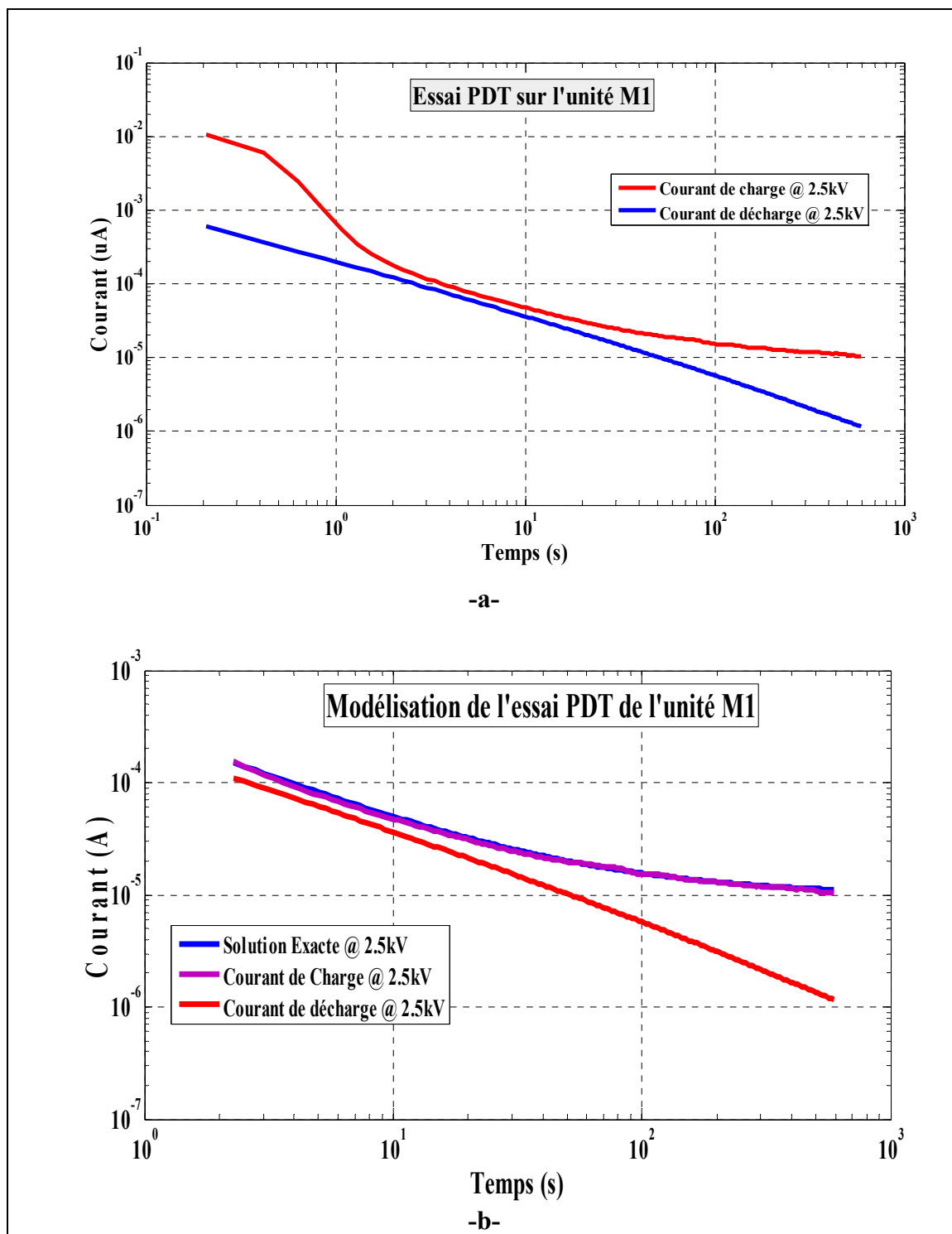


Figure 6-6 Résultats de l'essai PDT obtenus sur l'unité M1 -a- Résultats de la mesure à 2.5 kV b- Résultats de la modélisation

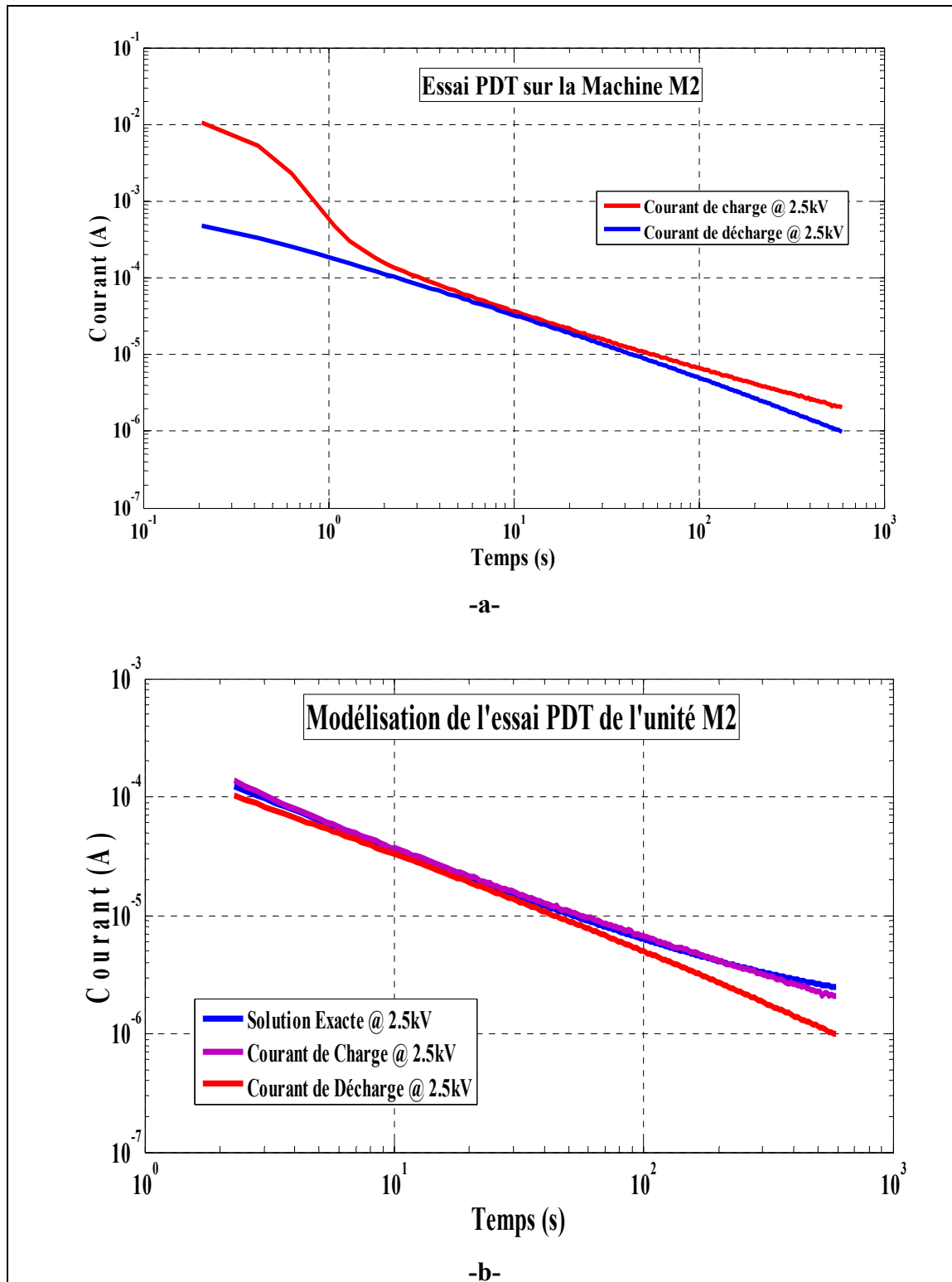


Figure 6-7 Résultats de l'essai PDT obtenus sur l'unité M2 -a- Résultats de la mesure à 2.5 kV b- Résultats de la modélisation

6.3 Système d'isolation à base d'époxy-mica

De nombreux fabricants ont mis au point des systèmes d'isolation différents à base de la résine d'époxy sous des désignations commerciales différentes. Par exemple, dans les années cinquante, Alsthom a développé et a commercialisé un système d'isolation sous le nom commercial Isotenax. Cette isolation utilise seulement du papier mica et un certain nombre d'acides élevés de polyester. La résine d'isolation est l'époxy composée de quantités significatives de mélanges de solvants. Par la suite, ces mélanges seront enlevés une fois que le ruban adhésif est enroulé autour de la barre statorique.

En 1978, cette même compagnie (Alstom) a introduit un nouvel isolant sous le nom commercial Isotenax-N. Ce dernier est fait avec peu de solvants, une résine d'époxy pré-imprégnée et du papier mica supporté par du verre. La résine d'imprégnation est de l'époxy novolac traitée partiellement avec du résitol. Il est de la classe thermique F (155°C).

À partir de 1992 un autre système d'isolation est introduit par Alstom en l'industrie qui est à base de résine d'époxy novolac traitée avec un acide durcisseur de type Lewis [72]. Le nom commercial de cet isolant est Duritenax et il appartient à la classe thermique F (155°C).

De son côté, General Electric a elle aussi fabriquée un système d'isolation basé sur une résine d'époxy sous le nom commercial Micamat, et appartenant à la classe thermique F (155°C). Le procédé de fabrication pour ce système d'isolation est le même que celui à base du polyester-mica sauf que la résine utilisée est à base d'époxy. Parce que la résine d'époxy a une meilleure caractéristique d'adhérence que celle du polyester, ce type d'isolation a moins de problèmes de délamination (décollement) que celui à base du polyester-mica.

6.3.1 Mesures de laboratoire

Quatre barres sont sélectionnées pour cette étude, en l'occurrence les barres de réserve B2, B3, B4 et B5 présentées au Tableau 6-1 ci-dessus. Les systèmes d'isolation de ces quatre barres sont respectivement : Isotenax, Isotenax-N, Duritenax et Micamat.

Les Figures 6.8 à 6.11 représentent les mesures ainsi les résultats de la modélisation d'un essai *RT* réalisé sur ces quatre barres. Sur ces quatre figures, les graphiques du courant de charge sont légèrement arrondis au début de l'essai en raison de la résistance en série utilisée pour la mesure et en raison aussi de la contribution de la partie anti-effluves [78] comme on va le voir au prochain chapitre.

Bien que la grandeur du courant de charge ne soit pas aussi grande que celle d'une isolation à base d'asphalte, le résultat montre une pente significative dans la réponse du courant, reflétant ainsi une polarisabilité non négligeable du mica et de la résine. Dans le cas de la barre B2 et la barre B3, ces deux barres ont été exposées à l'extérieur à l'IREQ (Institut de Recherche d'Hydro Québec) pendant une longue période de temps, période pendant laquelle elles ont absorbées de l'humidité. Mais même considérant l'effet de l'humidité, on enregistre des courants anormalement élevés pour ce type de technologie. La valeur moyenne du courant de fuite représente approximativement 20% pour la barre B2 et 11% pour la barre B3 de la valeur moyenne du courant de charge mesuré. Dans le cas de la barre B4, l'essai *RT* ne montre pas de non-linéarités dans la courbe du courant de charge et la valeur moyenne du courant de fuite représente 2.5% de celle du courant total.

Afin d'approfondir davantage l'investigation, des mesures *PDT* ont été effectuées sur ces trois barres (B2, B3 et B4). Les résultats de ces mesures ainsi que ceux de la modélisation sont présentés aux Figures 6.12 aux 6.14. Dans le cas de la barre B2 on remarque toujours des courants anormalement élevés de telle sorte que l'on a soupçonné avant de faire une deuxième mesure sur cette barre, un problème d'absorption d'humidité puisque les barres étaient entreposées à l'extérieur. Une deuxième mesure a été effectuée après avoir placé cette barre

pendant un an dans un milieu non humide à l'IREQ. Le résultat présente essentiellement le même niveau de courant, et conséquemment il reste assez improbable que l'absorption d'humidité soit encore en cause. Notons aussi que les courants se comportent de façon linéaire de telle sorte qu'il s'agit d'un effet de volume relié à l'isolation de masse et non d'un effet de surface. Les explications les plus vraisemblables sont un manque de réticulation. Donc, pour une raison qui reste à déterminer, cet échantillon a présenté une quantité de courant de fuite plus important que les deux autres échantillons (B3 et B4). Les résultats présentés au Tableau 6-3, présenté ci-dessous, le confirme aussi. Il serait toutefois intéressant de procéder à une investigation plus approfondie encore pour définir clairement les raisons principales derrière ce comportement.

Pour les deux autres barres, B3 et B4, l'essai *PDT* ne révèle pas grande chose par rapport à l'essai *RT* puisque les niveaux des courants de charge et de décharge mesurés restent normaux et le comportement diélectrique des deux échantillons est resté linéaire durant la période de l'essai comme le montre la Figure 6-13 et la Figure 6-14. La Figure 6-11 représente le courant de charge mesuré et les résultats de la modélisation de l'essai *RT* réalisé sur la barre B5. Sur cette figure on voit un courant d'absorption relativement petit par rapport au courant capacitif, confirmant la structure faiblement polaire des molécules d'époxy. De ce fait, le courant d'absorption ne contribue pas de manière significative au courant mesuré. On remarque aussi que les composantes de surface et de conduction (courant de fuite) sont très faibles et négligeables jusqu'au niveau maximum de la tension d'essai. Figure 6-11-b, illustre les résultats obtenus après la modélisation du courant de charge. On voit sur cette figure des petites non-linéarités à peine observées vers la fin de l'essai sans que la pente du courant de charge prenne de l'ampleur. Mais ceci ne représente pas un défaut puisque l'isolation s'est bien comportée jusqu'à la fin de l'essai. Les résultats des mesures *PDT* réalisés sur cette barre B5 sont présentés à la Figure 6-15. La Figure 6-15-a, montre qu'il y a un pic de relaxation entre 1s et 100s de la plage temporelle. On distingue clairement la contribution des revêtements anti-effluves au carbure de silicium dans les courbes de charge et de décharge à 1 kV. Cette contribution disparaît à mesure qu'on applique des échelons de tension plus élevés.

Les raisons théoriques expliquant ce phénomène sont assez complexes et sont présentées dans le chapitre suivant. Le Tableau 6-3, présenté ci-dessous, récapitule les résultats des paramètres d'évaluation de l'état d'isolation issus de la modélisation des essais *RT* et *PDT* conduits en laboratoire sur les barres B2, B3, B4 et B5. On remarque pour la barre B2, que la grandeur de l'exposant n est différente de celles des autres barres. Cet exposant est aux alentours de 0.7 alors pour un système d'isolation en époxy-mica en bon état sa grandeur devait être aux alentours de 0.9 [8]. Aussi, pour cette même barre, le Tableau 6.3 nous donne une grandeur de la résistance d'isolation corrigée à 40°C pour les deux essais assez faible comparée aux trois autres barres. Dans ce même tableau, la grandeur de la résistance R_L de la barre B2 est relativement faible comparée aux trois autres barres. Donc, par voie de conséquence, la grandeur du courant de conduction (dans le volume) est la plus élevée pour la barre B2 puisque la résistance R_L est inversement reliée au courant de conduction. La valeur de l'indice de polarisation IP pour les barres B2, B3, B4 et B5 est supérieure à la valeur minimale recommandée par la norme [6] mais elle reste plutôt faible.

Tableau 6-3 Résultats de la modélisation des essais RT et PDT réalisés en laboratoire sur des systèmes d'isolation à base d'époxy-mica

Échantillons	<i>B2</i>		<i>B3</i>		<i>B4</i>		<i>B5</i>	
Type d'essai	<i>RT</i>	<i>PDT</i>	<i>RT</i>	<i>PDT</i>	<i>RT</i>	<i>PDT</i>	<i>RT</i>	<i>PDT</i>
$K_I (s^{n-1})$	0.015	0.016	0.013	0.014	0.012	0.011	0.014	0.0138
n	0.67	0.68	0.95	0.95	0.95	0.95	0.95	0.97
$R_L (G\Omega)$	2100	1995	2540	3292	2681	3018	5443	5407
$IP (5kV)$	2.46	2.22	2.45	2.20	2.29	2.70	3.22	3.28
$RI@ 40^\circ C (G\Omega)^*$	142.30	138.60	943.90	1010.31	627.22	690.51	884.63	952.92

*La correction est faite utilisant l'équation (1.4) et selon la norme IEEE-43-2013 [6].

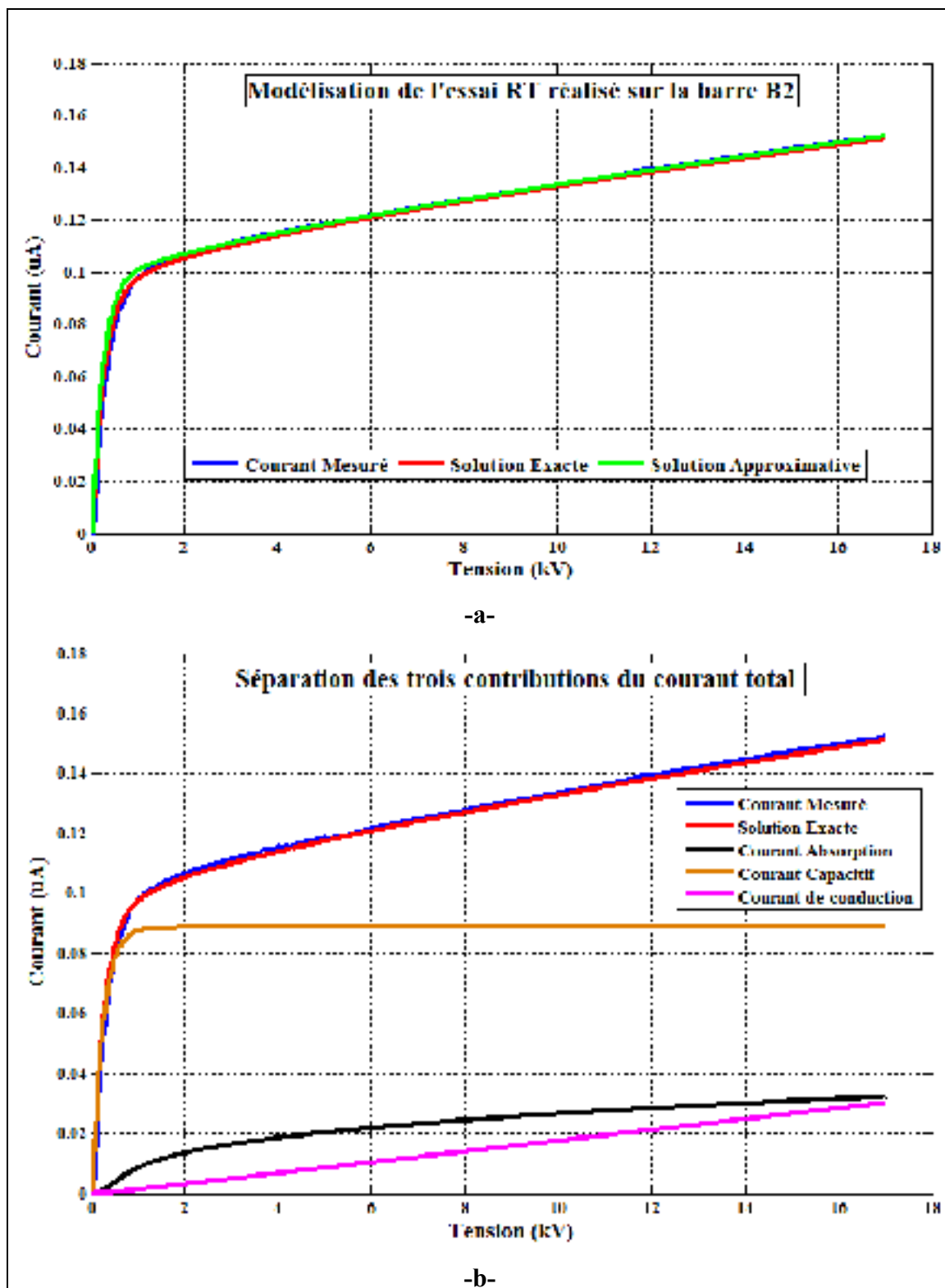


Figure 6-8 Résultats de l'essai RT obtenus sur la barre B2 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative)
 –b- Séparations des trois contributions du courant de charge

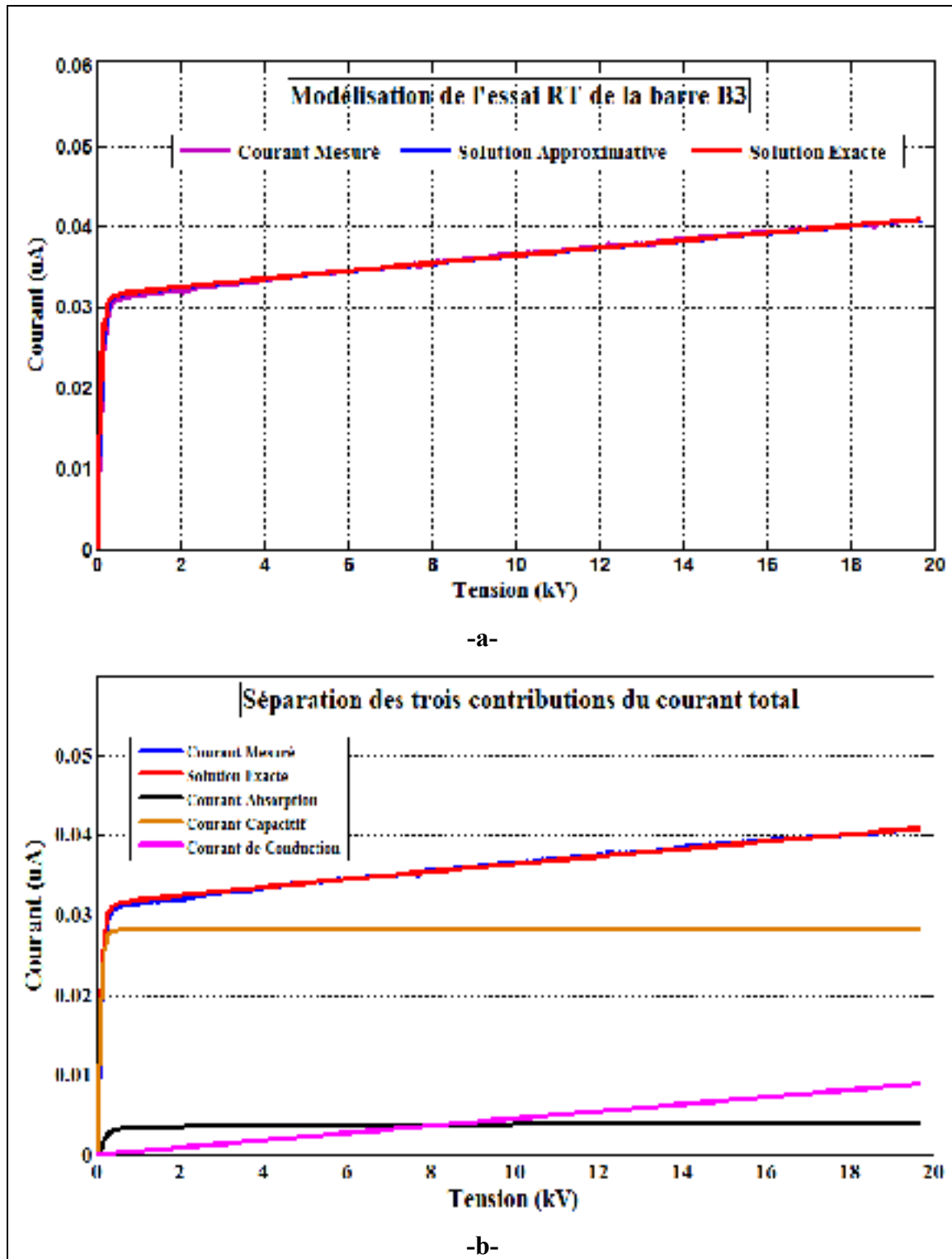


Figure 6-9 Résultats de l'essai RT obtenus sur la barre B3 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative)
–b- Séparations des trois contributions du courant de charge

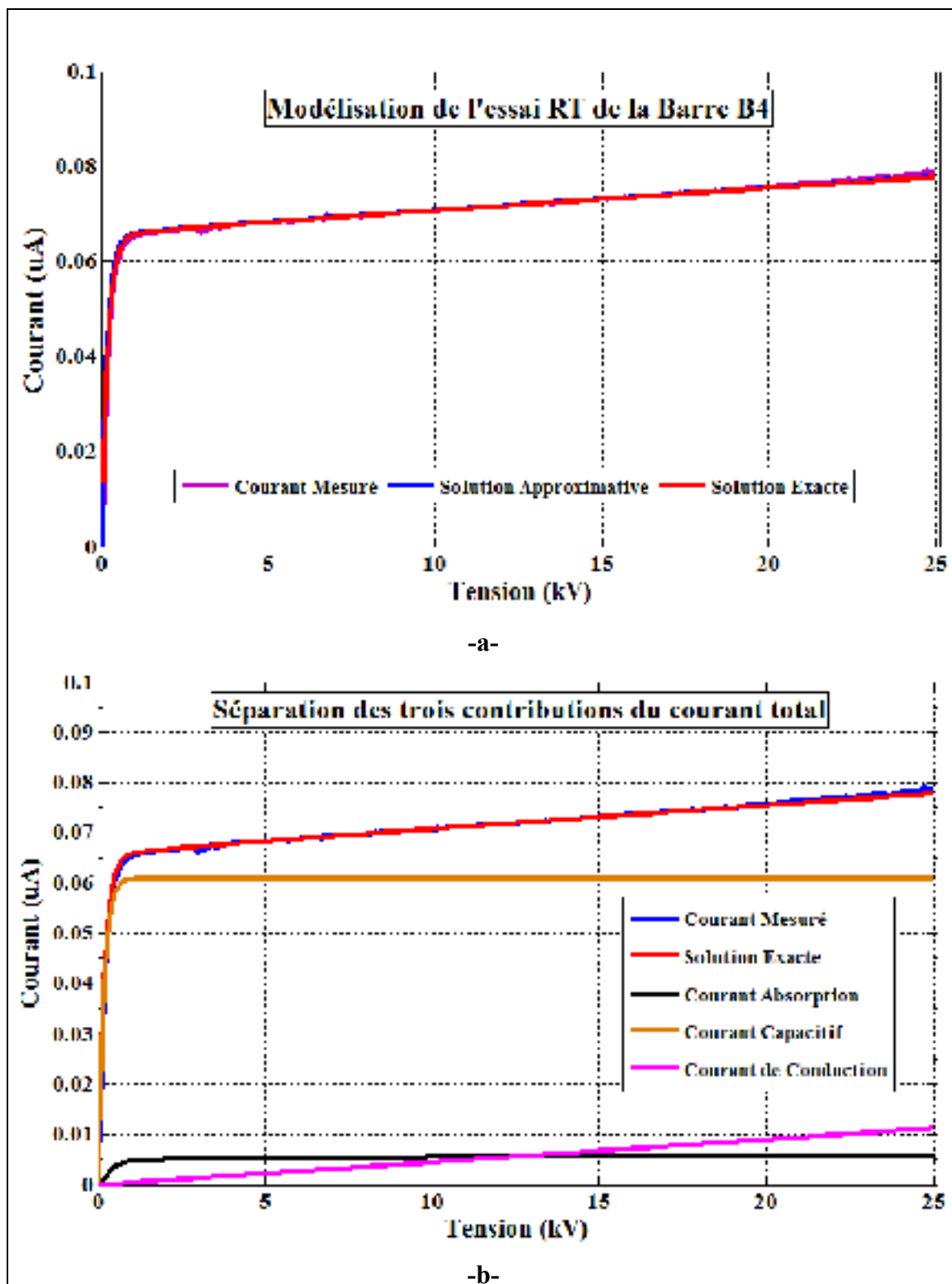


Figure 6-10 Résultats de l'essai RT obtenus sur la barre B4 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) –b- Séparations des trois contributions du courant de charge

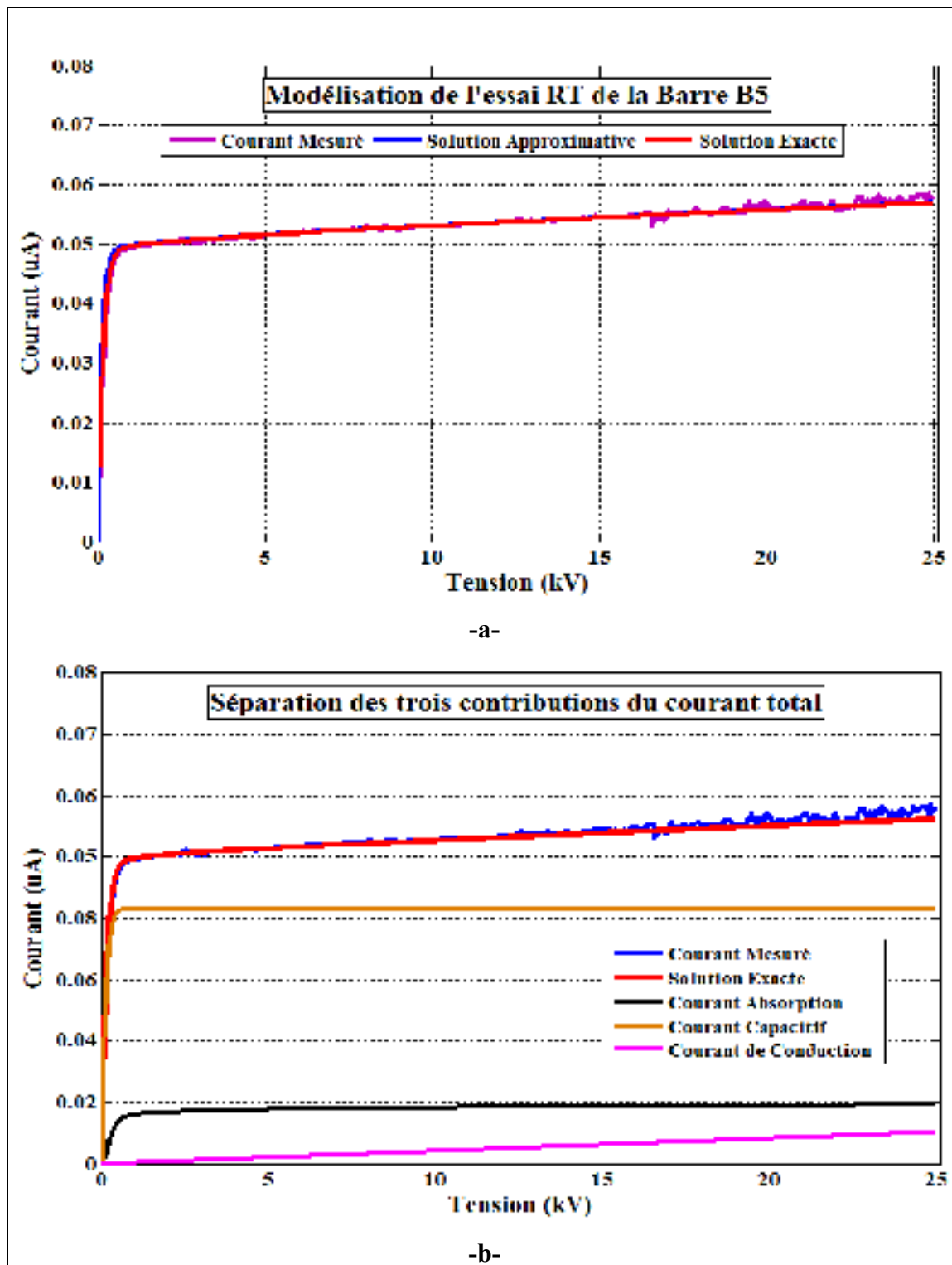


Figure 6-11 Résultats de l'essai RT obtenus sur la barre B5 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) –b- Séparations des trois contributions du courant de charge

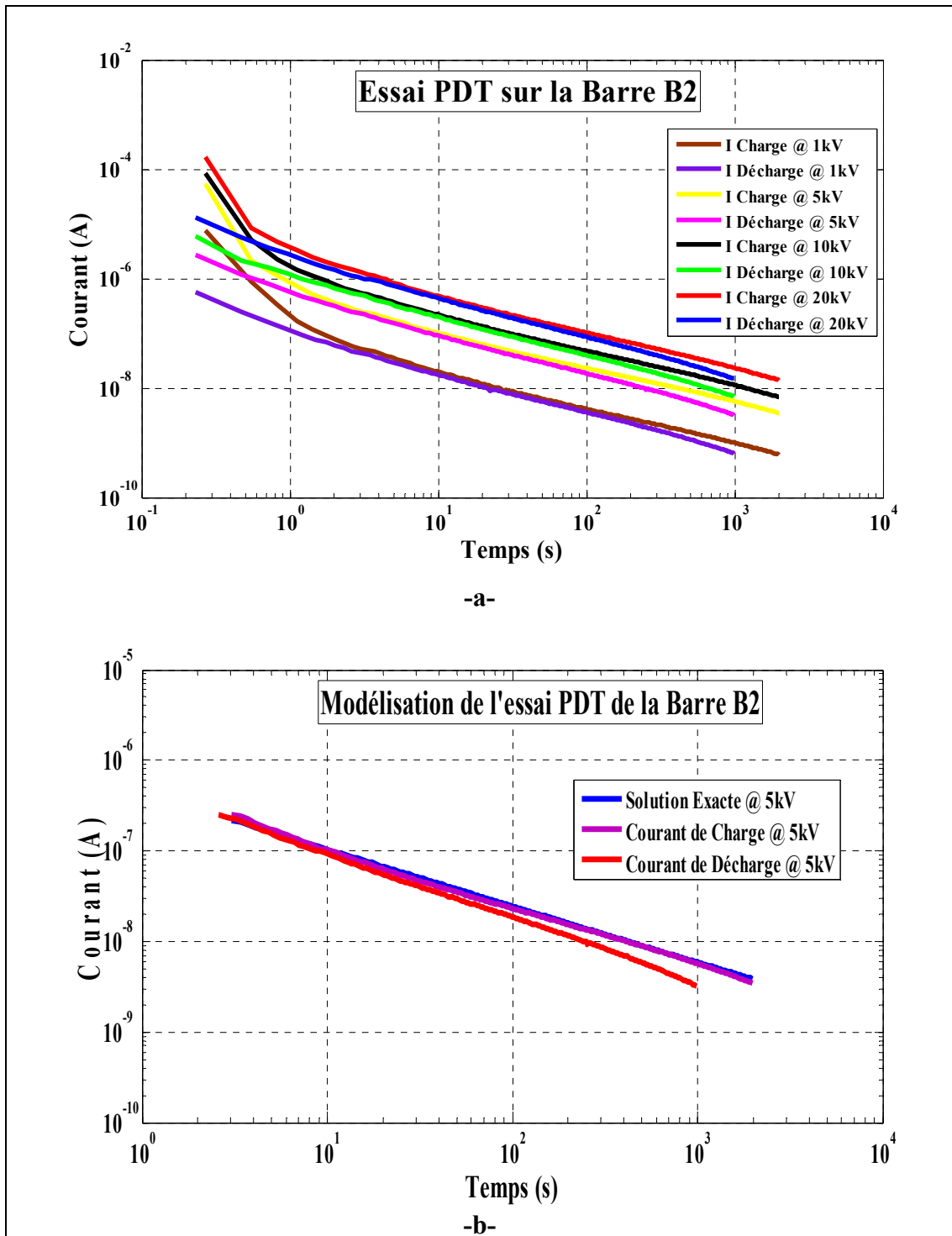


Figure 6-12 Résultats de l'essai PDT obtenus sur la barre B2 -a- Résultats de la mesure à 5kV -b- Résultats de la modélisation

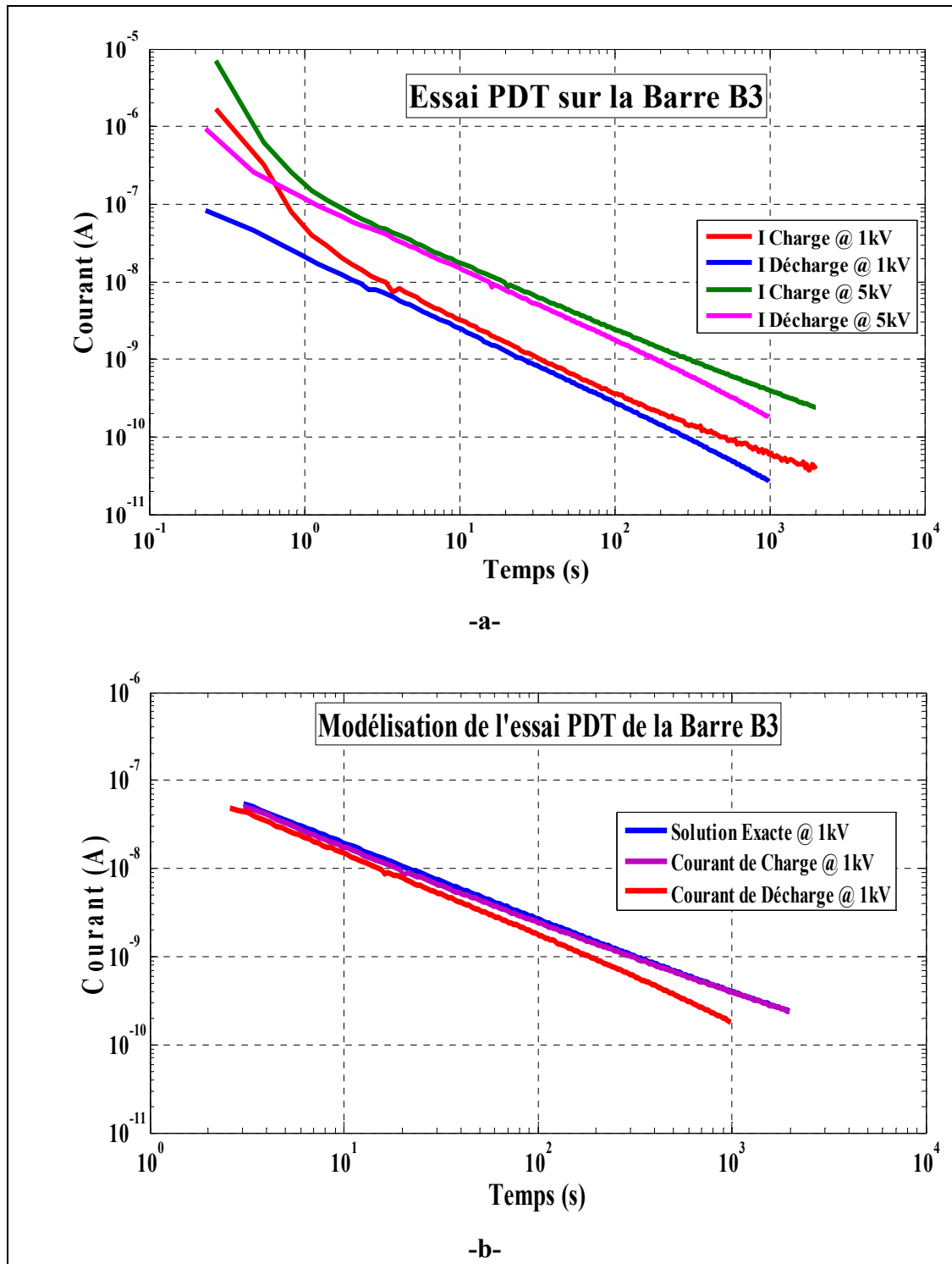


Figure 6-13 Résultats de l'essai PDT obtenus sur la barre B3 -a- Résultats de la mesure à 1kV -b- Résultats de la modélisation

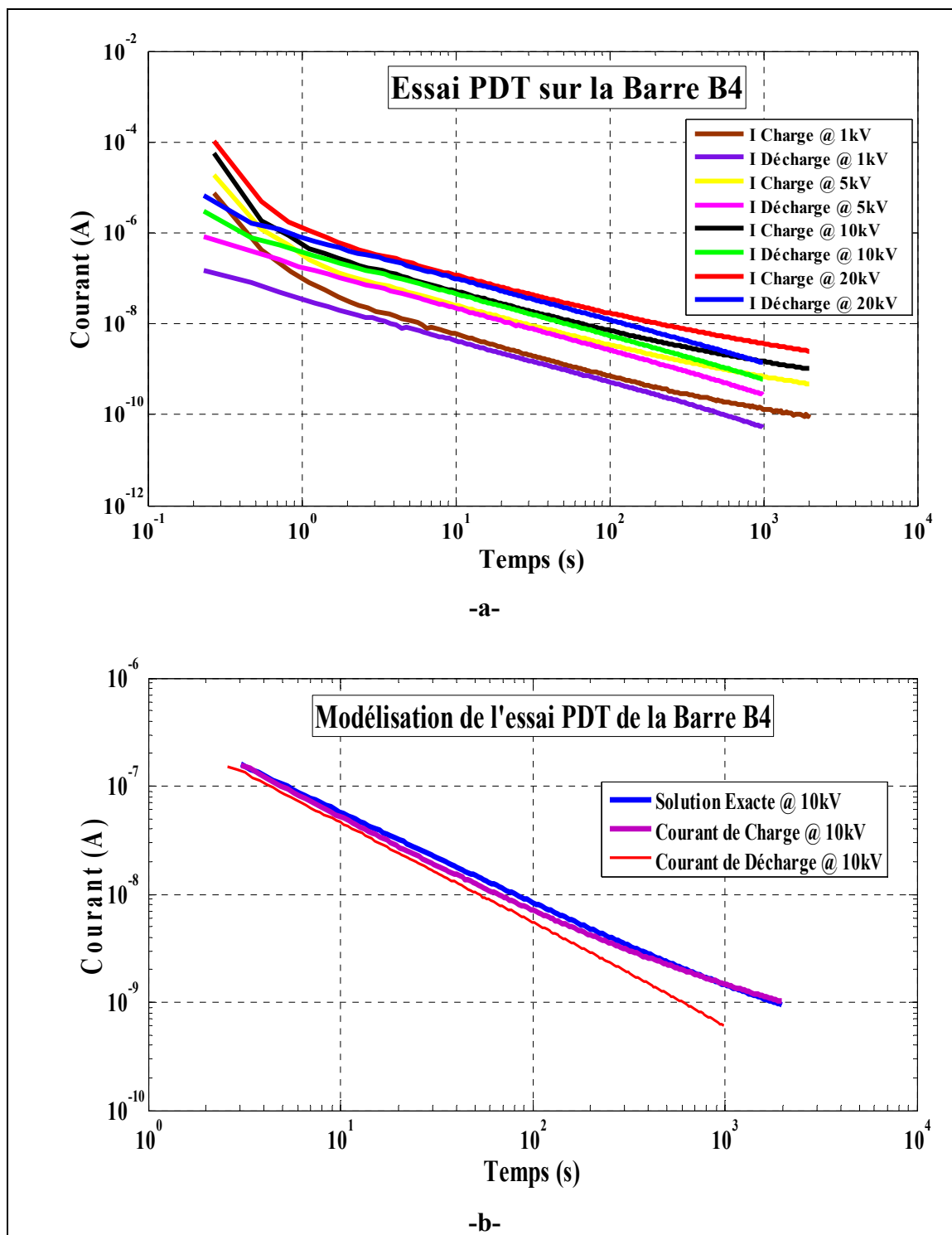


Figure 6-14 Résultats de l'essai PDT obtenus sur la barre B4 -a- Résultats de la mesure à 10kV -b- Résultats de la modélisation

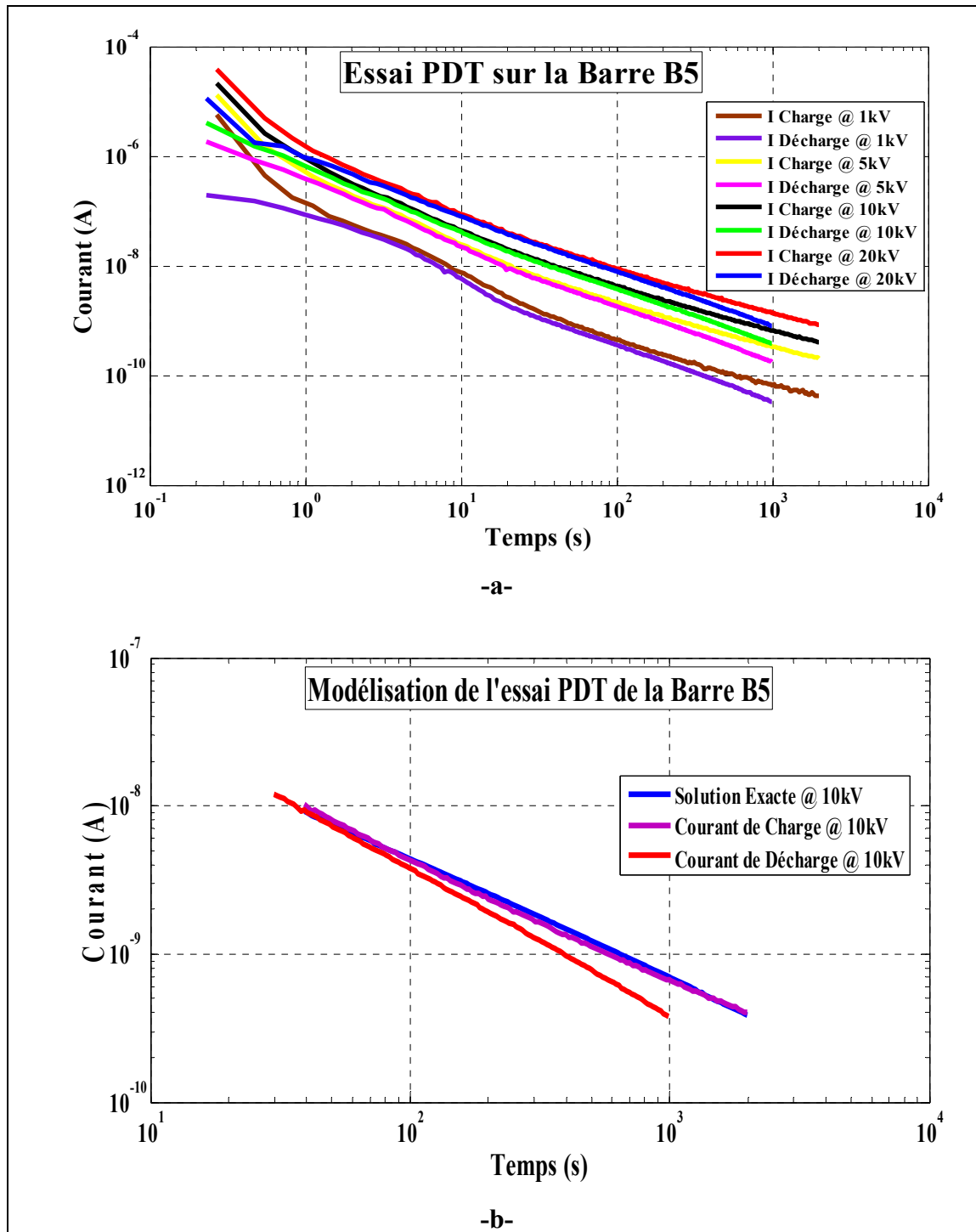


Figure 6-15 Résultats de l'essai PDT obtenus sur la barre B5 -a- Résultats de la mesure à 10kV -b- Résultats de la modélisation

6.3.2 Mesures de terrain

Les Figures 6.16 au 6.19 représentent les résultats des essais *RT* et *PDT* menés sur deux phases (A et C) d'un générateur hydroélectrique triphasé de tension nominale de 13.8 kV et d'une puissance de 57MVA. Les unités, symbolisées M3 et M4, présentées ci-dessous, représentent respectivement la phase C et la phase A de ce même générateur. Pour celui-ci, le système d'isolation utilisé est l'Isotenax du fabricant Alstom. La Figure 6-16 et la Figure 6-18 montrent respectivement les résultats de l'essai *RT* réalisé sur l'unité M3 et l'unité M4. Ces figures montrent un courant d'absorption relativement faible par rapport au courant capacitif, confirmant la structure non polaire des molécules de l'époxy. Le courant de charge enregistré sur la phase C (l'unité M3) de ce générateur se comporte linéairement jusqu'à la tension d'essai maximale comme il est indiqué sur la Figure 6-16. Donc selon ce résultat, la phase C n'a montré aucun défaut apparent durant cette mesure.

Pour la phase A (unité M4), le résultat de l'essai *RT* présenté à la Figure 6-18 montre que jusqu'à la tension d'inflexion (aux alentours de 16kV) le courant de charge mesuré se comporte linéairement et il est majoritairement formé des deux courants capacitif et d'absorption. Mais à partir de la tension d'inflexion, des déviations et des non-linéarités sont enregistrées dans la courbe du courant mesuré par rapport à la courbe du modèle linéaire et prennent une forme plus raide jusqu'à la tension d'essai maximale. Ceci se traduit par une augmentation directe du courant de conduction (courant de fuite). L'essai *PDT*, présenté à la Figure 6-17 et à la Figure 6-19, a été mené à trois niveaux de tension (1kV, 5kV et 10kV) sur les deux phases séparément.

Des mesures *RT* ont été aussi menées sur la phase A et la phase C d'un autre générateur hydroélectrique de tension nominale de 13.8 kV et d'une puissance de 232 MVA fabriqué par Alstom et mis en service en 2004. Ces deux phases sont respectivement identifiées par l'unité M5 (phase A) et l'unité M6 (phase C) dans les paragraphes suivants. Les résultats des mesures et de la modélisation de l'essai *RT* obtenus sur ces deux phases sont présentés à la Figure 6-20 et la Figure 6-21. À première vue, le résultat montre un système d'isolation en époxy-mica de

haute qualité puisque les courbes des mesures se superposent bien avec la courbe de la solution linéaire jusqu'au niveau maximal de la tension appliquée. Le courant de conduction est très faible et il est généralement négligeable puisqu'il n'y a pas de déviations ou de non-linéarités apparentes dans les courbes du courant mesuré. Dans ce cas, le courant capacitif et le courant d'absorption forment majoritairement le courant de charge total mesuré.

Afin de comparer les deux paramètres K_I et n , issus de la modélisation de l'essai *RT*, avec ceux issus de la modélisation de l'essai *PDT*, un essai *PDT* à deux niveaux de tension a été mené, dans ce cas, sur les trois phases (ABC) de ce même générateur. Donc on devrait avoir un même ordre de grandeur des valeurs de K_I et n des deux essais puisqu'il s'agit du même système d'isolation (même générateur) et puisque ces deux paramètres sont indépendants de la taille de l'objet d'essai (*RT* sur une phase/*PDT* sur les trois phases). Les résultats de cet essai sont présentés à la Figure 6-22.

Comme le montre le Tableau 6-4, les valeurs de K_I et n qui caractérisent ce système d'isolation et qui donnent la meilleure correspondance entre les valeurs mesurées et celles calculées, sont très proches pour les deux phases et elles sont typiques d'une isolation en époxy-mica [10]. Aussi les valeurs de *IP* et *RI* pour M5 et M6 sont en bon accord avec les critères de la norme [6], indiquant que les conditions environnementales autour de l'isolation de mur sont acceptables.

Le Tableau 6-4, présenté ci-dessous, présente les valeurs numériques calculées des paramètres issus de la modélisation des essais *RT* et *PDT* réalisés en centrales sur les unités M3, M4, M5 et M6. On remarque que les résultats des essais *RT* et des essais *PDT* sont très proches et comparables. La grandeur des paramètres K_I et n , paramètres propres aux systèmes d'isolation, est caractéristique d'une isolation en époxy-mica [10]. Ces grandeurs devront être les mêmes pour un enroulement complet et pour une barre ou une bobine ayant le même système d'isolation. Cette hypothèse est vérifiée puisque les valeurs de K_I et de n pour une isolation en époxy-mica du Tableau 6-3 et Tableau 6-4 se comparent à l'exception des valeurs de l'exposant

de la barre B2. Sur ces mêmes tableaux, on remarque que la taille de l'échantillon ou de l'objet d'essai (barre ou enroulement) affecte directement l'ordre de grandeur de la résistance R_L et de la résistance d'isolation RI . Ce tableau indique aussi que les conditions de mesures réalisées sur les quatre unités sont acceptables comme le montre les valeurs de l'indice de polarisation IP .

Tableau 6-4 Résultats de la modélisation des essais RT et PDT réalisés en centrales sur des systèmes d'isolation à base d'époxy-mica

Échantillons	<i>M3</i>		<i>M4</i>		<i>M5&6</i>	<i>M5</i>	<i>M6</i>
Type d'essai	RT	PDT	RT	PDT	PDT	RT	RT
$K_I (s^{n-1})$	0.0187	0.021	0.0187	0.02	0.013	0.0105	0.01
n	0.88	0.89	0.88	0.90	0.85	0.81	0.81
$R_L (G\Omega)$	30	24.10	21.11	23.04	9.19	6.23	4.71
$IP (5kV)$	5.09	5.08	4.55	4.46	4.53	3.03	2.48
$RI @ 40^\circ C (G\Omega)^*$	1.69	1.55	1.64	1.68	0.408	1.09	1.03

*La correction est faite utilisant l'équation (1.4) et selon la norme IEEE-43-2013 [6].

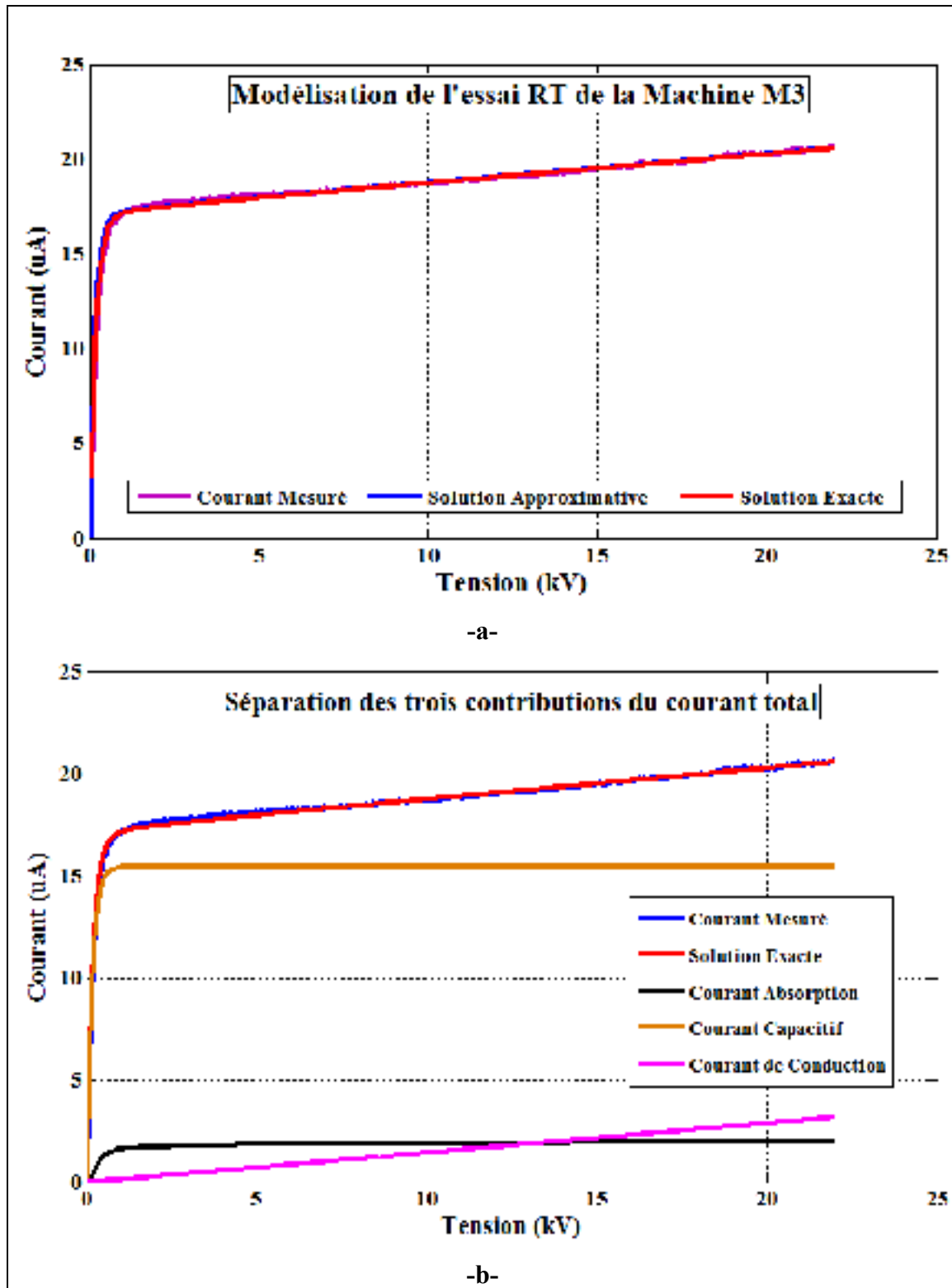


Figure 6-16 Résultats de l'essai RT obtenus sur l'unité M3 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) –b- Séparations des trois contributions du courant de charge

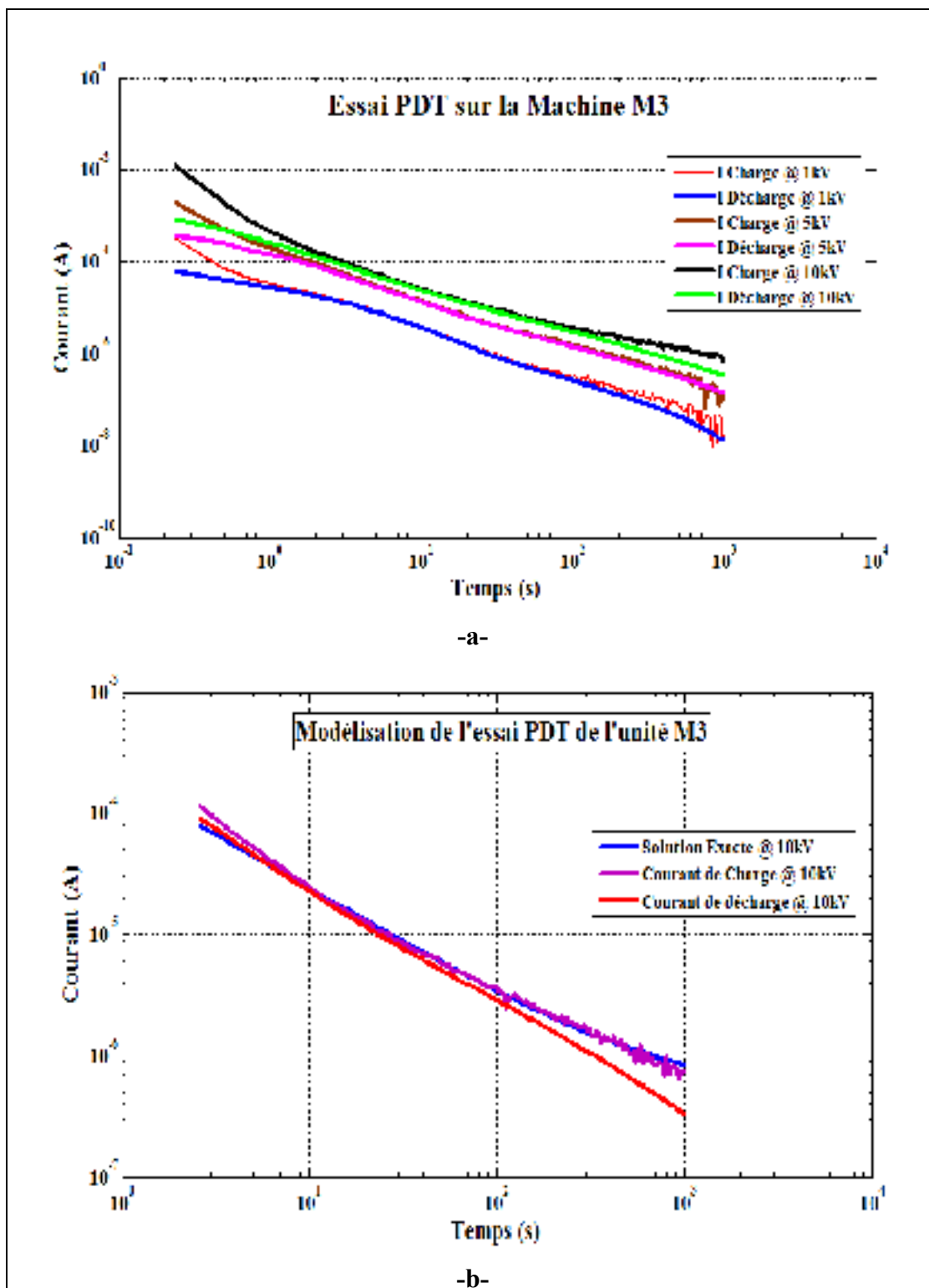


Figure 6-17 Résultats de l'essai PDT obtenus l'unité M3 -a- Résultats de la mesure à trois niveaux de tension -b- Résultats de la modélisation à 10kV

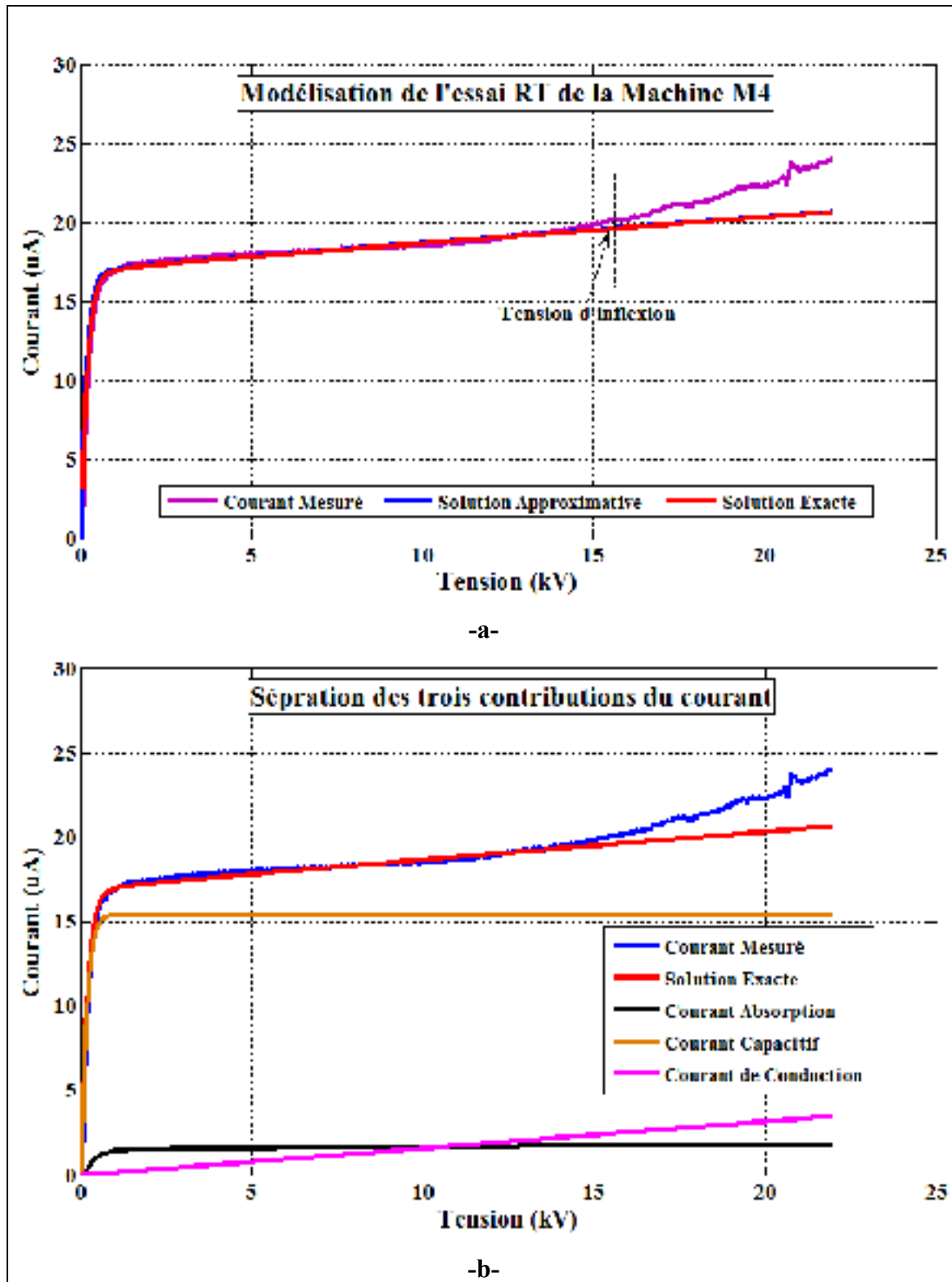


Figure 6-18 Résultats de l'essai RT obtenus sur l'unité M4 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) –b- Séparations des trois contributions du courant de charge

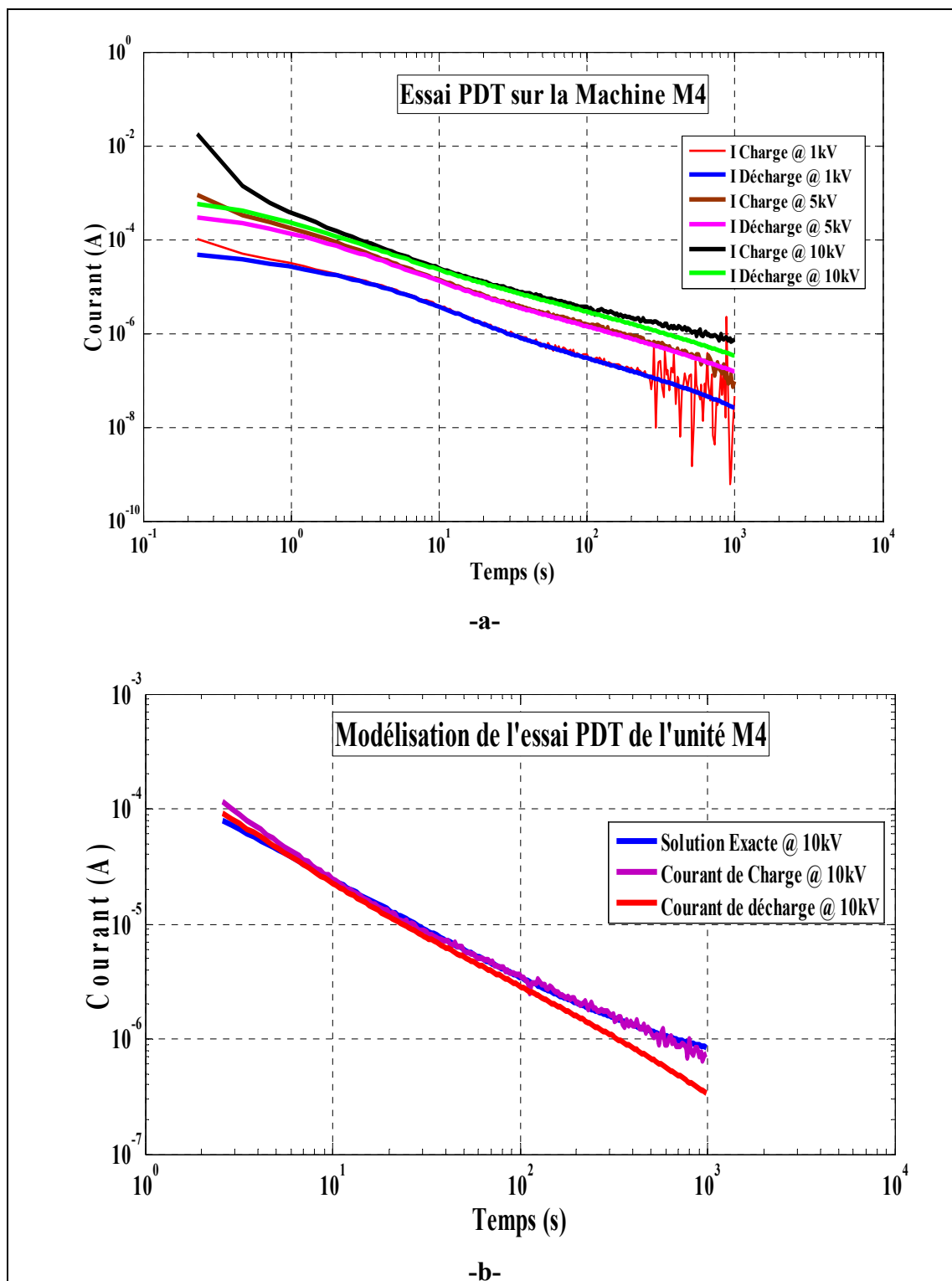


Figure 6-19 Résultats de l'essai PDT obtenus sur l'unité M4 -a- Résultats de la mesure à 10kV -b- Résultats de la modélisation

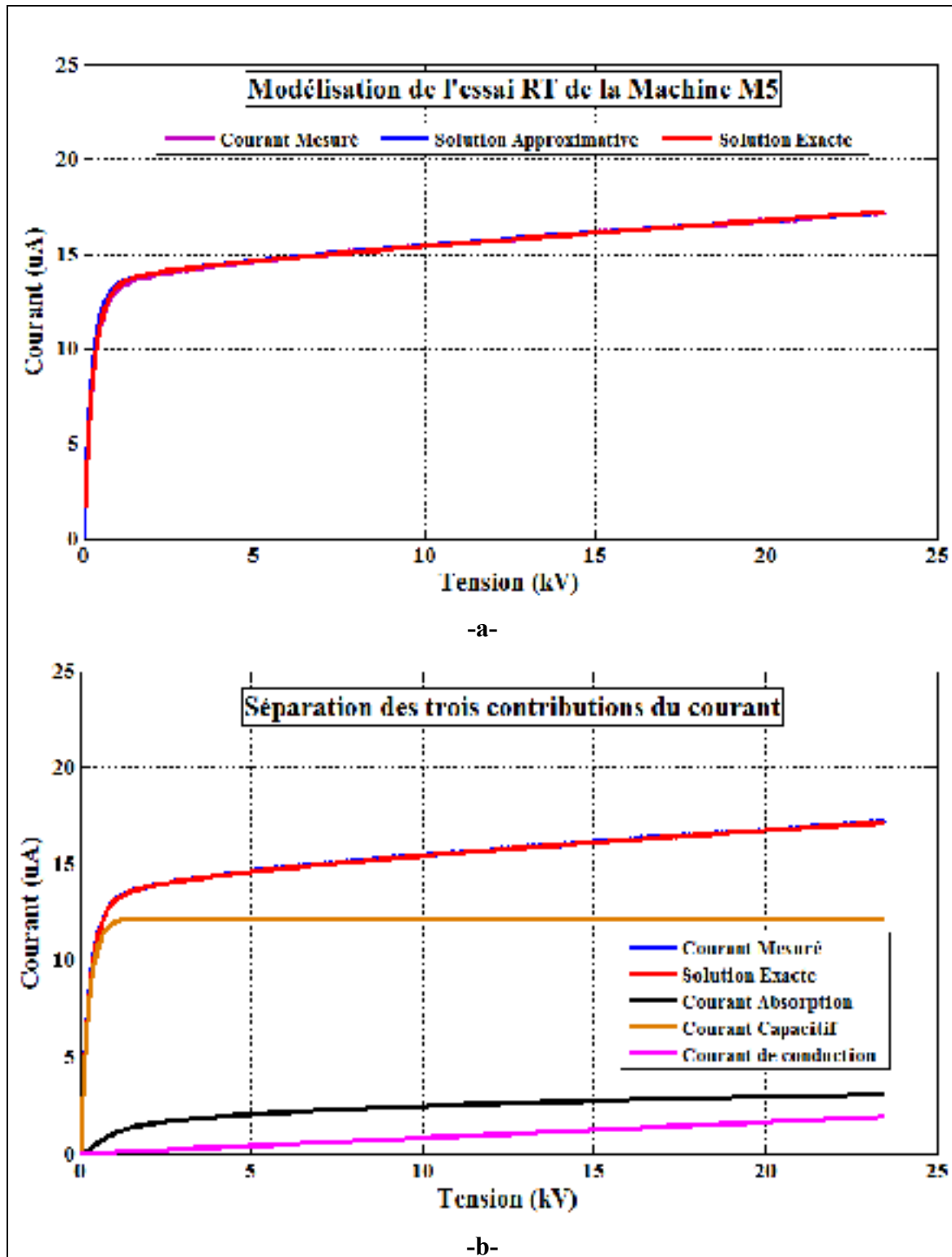


Figure 6-20 Résultats de l'essai RT obtenus sur l'unité M5 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative)
–b- Séparations des trois contributions du courant de charge

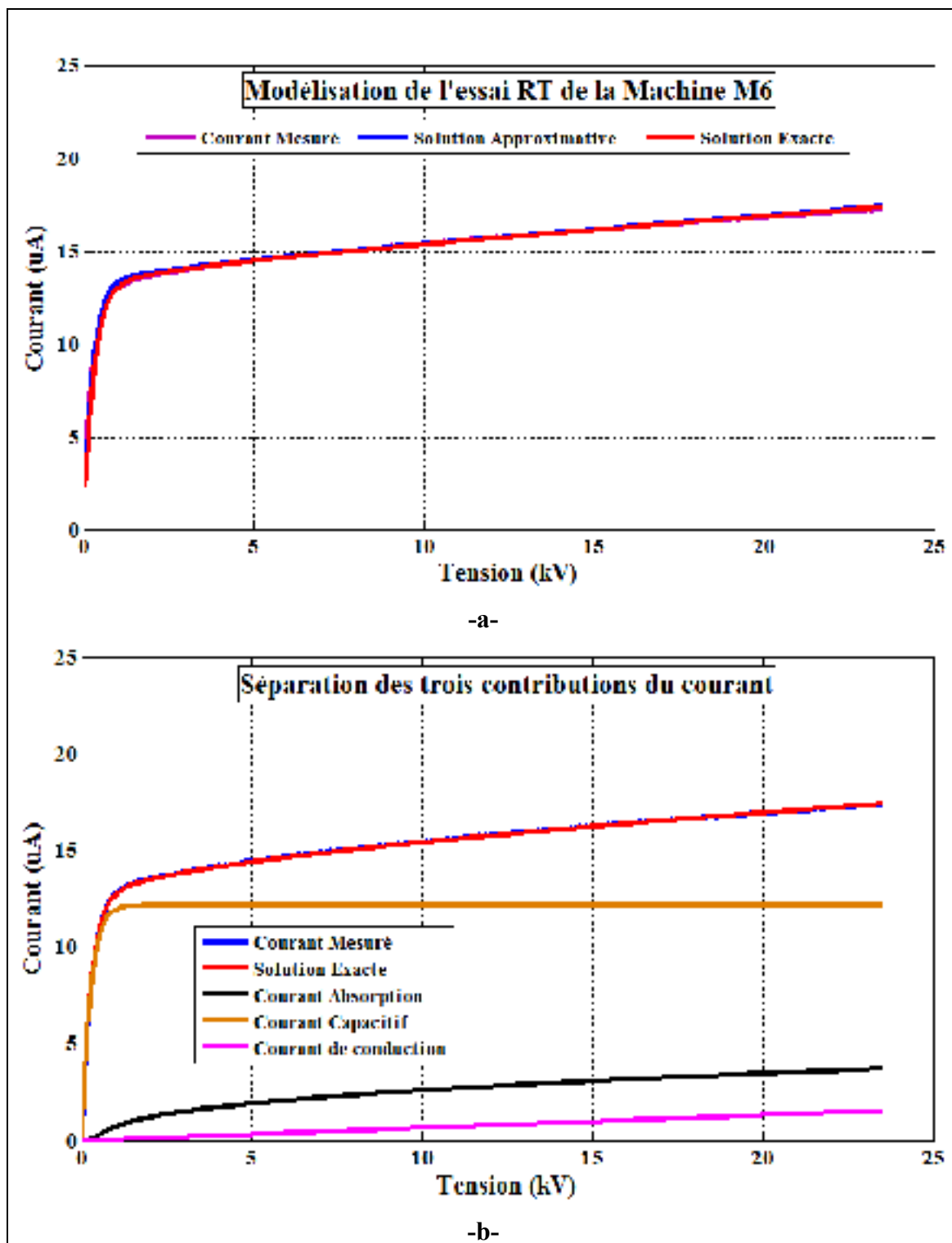
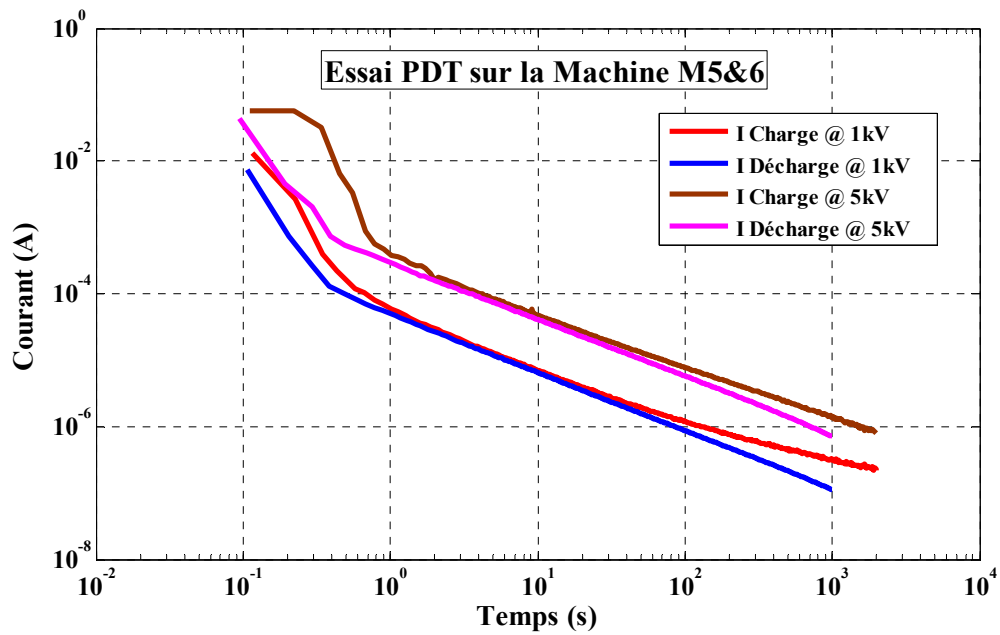
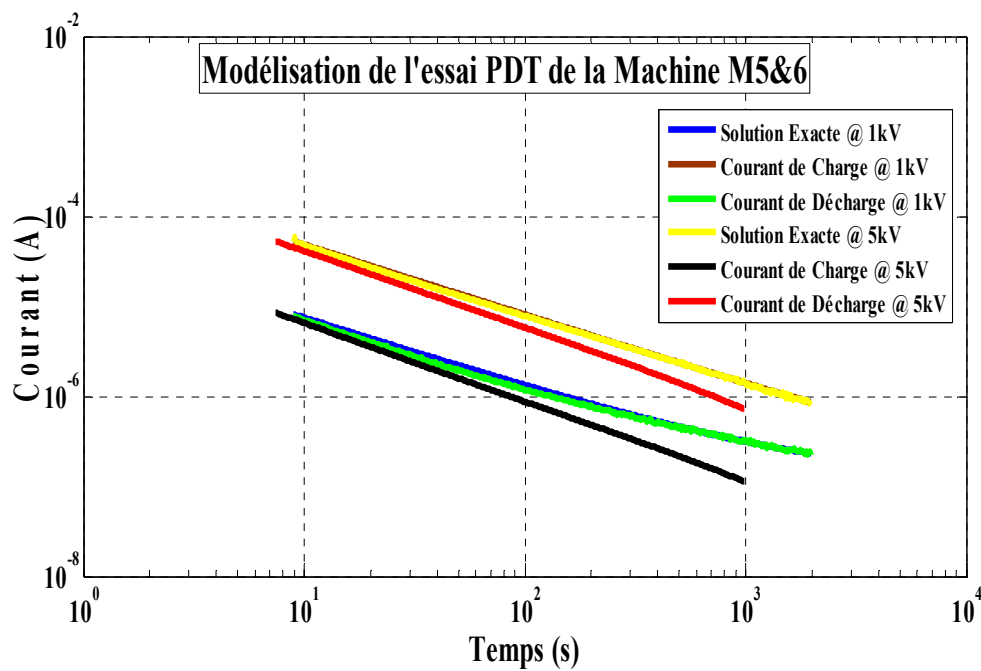


Figure 6-21 Résultats de l'essai RT obtenus sur l'unité M6 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative)
–b- Séparations des trois contributions du courant de charge



-a-



-b-

Figure 6-22 Résultats de l'essai PDT obtenus sur les trois phases du même générateur que les unités M5 et M6 -a- Résultats de la mesure à 1kV et 5kV
-b- Résultats de la modélisation

6.4 Système d'isolation à base du Polyester-mica

Dans les années cinquante Westinghouse Electric Corporation, avait introduit un nouveau système d'isolation à base du polyester sous le nom de Thermalastic. Ce matériau appartient à la classe thermique *B* (130° C). Ses principales composantes sont les lamelles de mica et une résine de polyester utilisant une méthode de fabrication basée sur un processus global d'imprégnation, soit le procédé VPI (Vacuum Pressure Impregnation). Les bobines sont donc imprégnées dans un autoclave contenant de la résine de polyester à haute température puis une pression est appliquée afin d'obtenir l'imprégnation désirée. La bobine B6, choisie pour cette étude, a un système d'isolation basé sur cette technologie.

Dans les années 60 la compagnie National Electric Coil avait introduit un système d'isolation sous le nom commercial NeccobondTM. Ce système est semblable au Thermalastic de Westinghouse mais produit sous licence. Il est à base de résine de polyester à faibles solvants synthétiques et des lamelles de mica. La bobine B7 et l'unité M8, étudiée plus loin, est à base de ce type de technologie.

Deux autres unités, à savoir M7 et M9, ont été choisies pour cette étude ayant un système d'isolation à base du polyester-mica appartenant à la compagnie Thomson. L'unité M7 est initialement fabriquée par Westinghouse dans les années 30 tandis que l'unité M9 est initialement fabriquée par General Electric dans les années 10. Ces deux unités ont été rembobinées en 1976 et en 1983 par la compagnie Thomson.

6.4.1 Mesures de laboratoire

Pour cette étude, des essais *RT* et *PDT* ont été conduits sur les deux bobines B6 et B7 présentées dans le Tableau 6-1 au début de ce chapitre. Les résultats des mesures et de la modélisation des deux essais sont présentés aux Figures 6.23 au 6.26.

La Figure 6-23, présentée ci-dessous, montre les résultats de l'essai *RT* réalisé sur la bobine B6. Comme le montre cette figure, le courant mesuré prend une pente plus raide à mesure que

la tension appliquée augmente. Mais quand cette tension s'approche du niveau maximal de l'essai, à environ 20kV, le courant devient non linéaire et une deuxième pente plus raide est enregistrée sur la courbe du courant en fonction de la tension. Les courbes des trois contributions du courant de charge sont présentées à la Figure 6-23-b. On remarque que la grandeur des deux courants d'absorption et de fuite est élevée et le courant de charge total est majoritairement formé par ces deux courants. Sur cette même figure on remarque une augmentation non-ohmique du courant de fuite. En effet, sous l'influence du champ électrique appliqué, des porteurs de charge mobiles traversent ce matériau isolant dans le volume des parties droites et le long des parties hors-fer.

La situation est différente pour la bobine B7 présentée à la Figure 6-24. Cette figure montre aussi de la non-linéarité dans les courbes courant versus tension sous forme de petites variations ascendantes du courant mesuré par rapport au modèle linéaire. Mais la contribution des composants de surface et de conduction (courant de fuite) est très basse et négligeable.

Les résultats de la modélisation ainsi que les mesures de l'essai *PDT* sur les deux bobines B6 et B7 sont présentés sur la Figure 6-25 et la Figure 6-26. Tel qu'illustré sur la Figure 6-25-a, on remarque que dans le cas de la bobine B6, aucune non-linéarité n'est apparente sur les courbes de charge et de décharge à différents niveaux de tension. Alors que l'essai *RT* a révélé une déviation dans le courant de charge mesuré par rapport au modèle au-delà de la tension 20kV. Ceci nous mène à dire que le système d'isolation de cette barre jusqu'à 20kV se comporte linéairement et n'affiche pas de défauts apparents. Possiblement un essai *PDT* à 25 kV aurait révélé d'autres informations masquées du système d'isolation à l'exemple de l'essai *RT*.

Dans le cas de la bobine B7, l'essai *PDT* a été conduit à un seul échelon de tension de 2.5kV et les résultats sont présentés à la Figure 6-26. La bosse au début de la courbe est liée d'une part à la contribution des parties hors-fer (chapitre VII) et d'autre part à la réponse

instrumentale du système de mesure. Cette réponse instrumentale décroît rapidement, ce qui n'affecte pas les courbes de charge et de décharge au-delà de 1s.

Le Tableau 6-5 présente les résultats des calculs des paramètres inconnus formant l'équation du courant de charge. On remarque que la valeur du paramètre R_L dans le cas de la bobine B6 est inférieure à celle de la bobine B7. Puisque ce paramètre (R_L) est inversement lié à la conduction dans le volume de l'isolation (courant de conduction), on peut dire que la bobine B6 présente d'avantage de courant de fuite que celui de la bobine B7. La même constatation pour la valeur du paramètre RI . La valeur de l'indice de polarisation IP pour ces deux bobines est supérieure à 2 ce qui signifie que les mesures ont été réalisées dans des conditions suffisamment propres et sèches.

Tableau 6-5 Résultats de la modélisation des essais RT et PDT réalisés en laboratoire sur des systèmes d'isolation à base de polyester-mica

Échantillons	B6		B7	
Type d'essai	<i>RT</i>	<i>PDT</i>	<i>RT</i>	<i>PDT</i>
$K_I (s^{n-1})$	0.011	0.013	0.025	0.022
n	0.72	0.75	0.85	0.87
$RL (G\Omega)$	81.86	261	1580	1248
$IP (5kV)$	2.52	3.02	3.18	3.79
$RI@ 40^\circ C (G\Omega)^*$	52.28	22.58	231	323.21

*La correction est faite utilisant l'équation (1.4) et selon la norme IEEE-43-2013 [6].

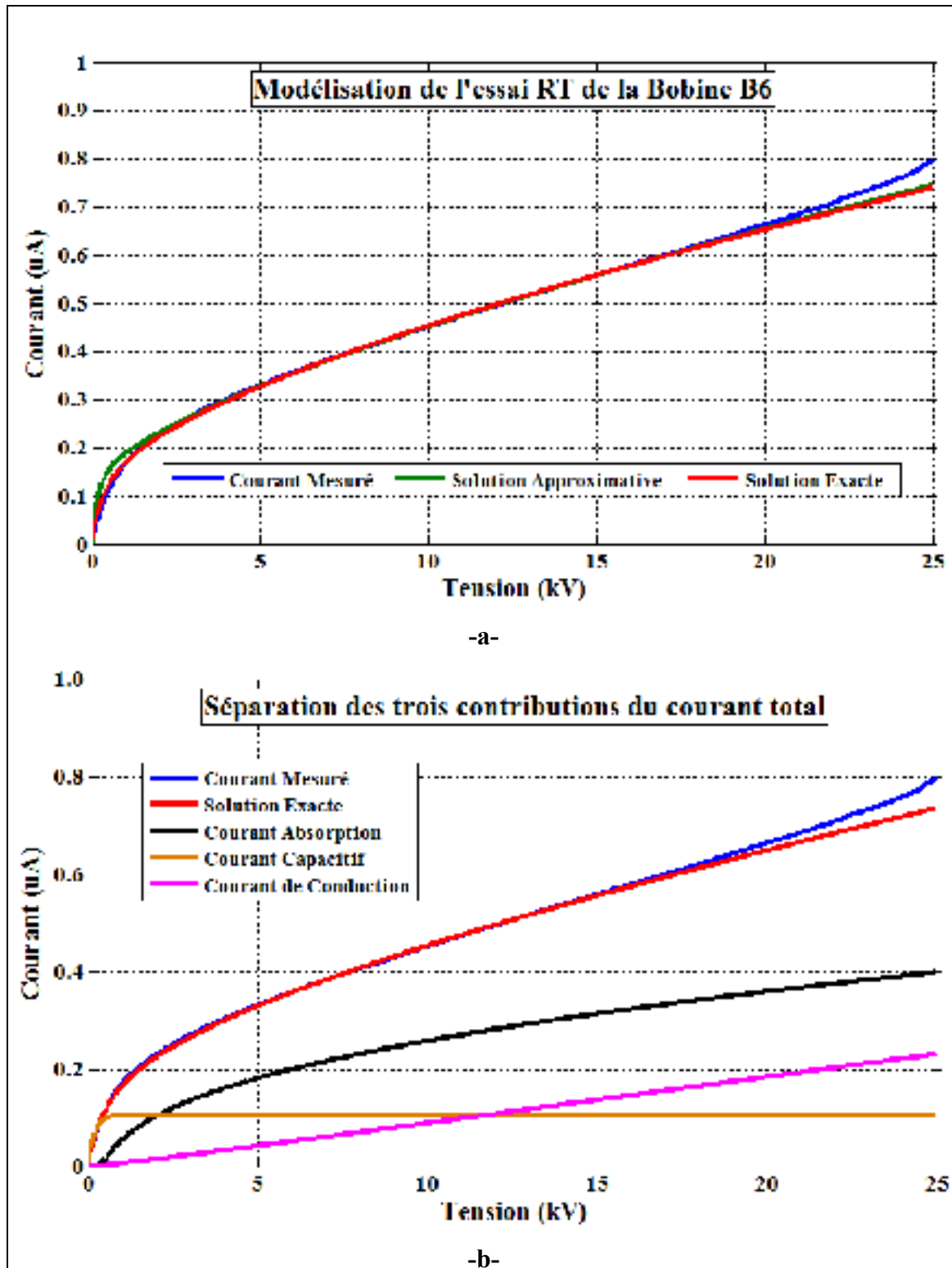


Figure 6-23 Résultats de l'essai RT obtenus sur la bobine B6 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative)
 –b- Séparations des trois contributions du courant de charge

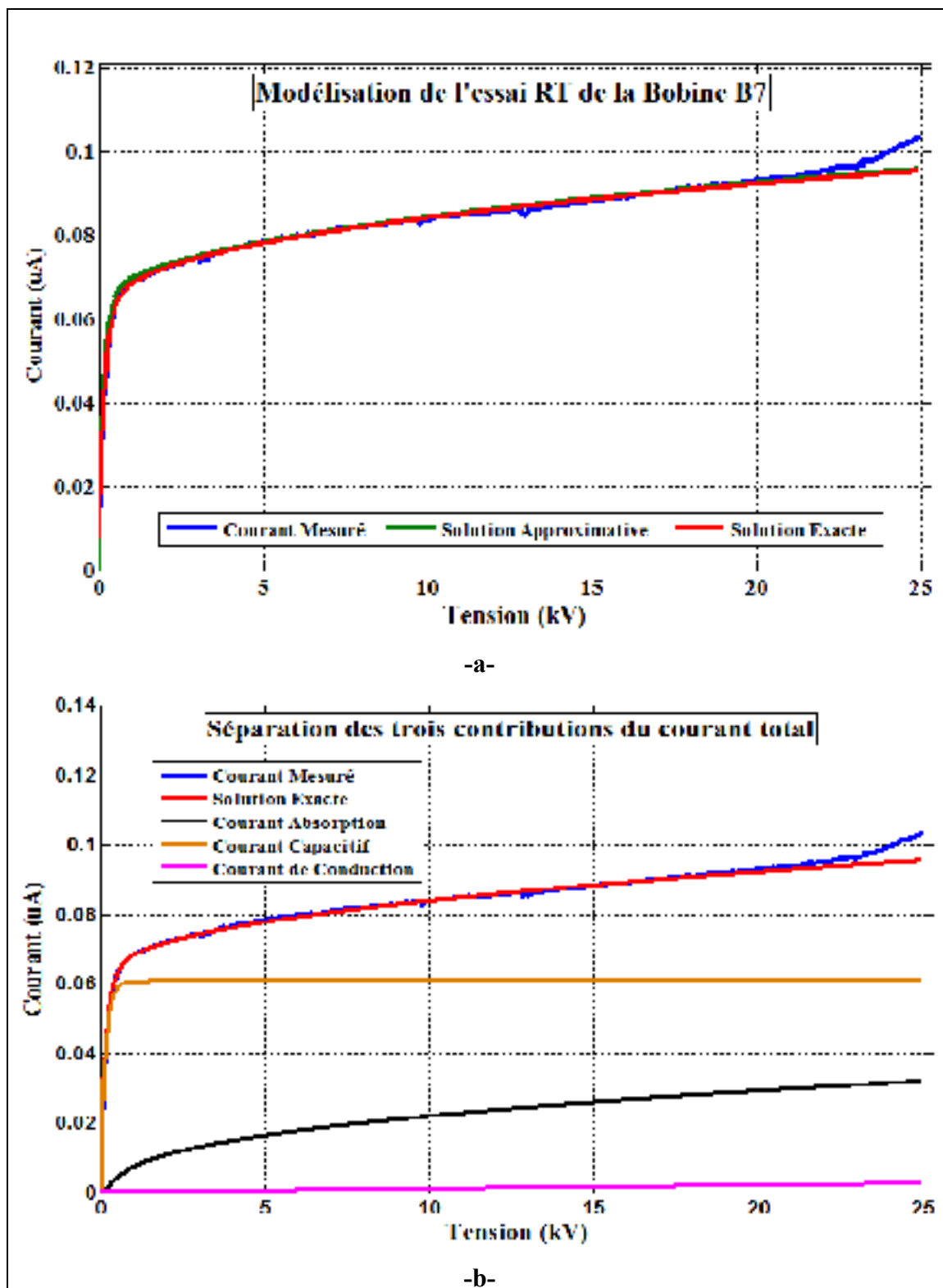
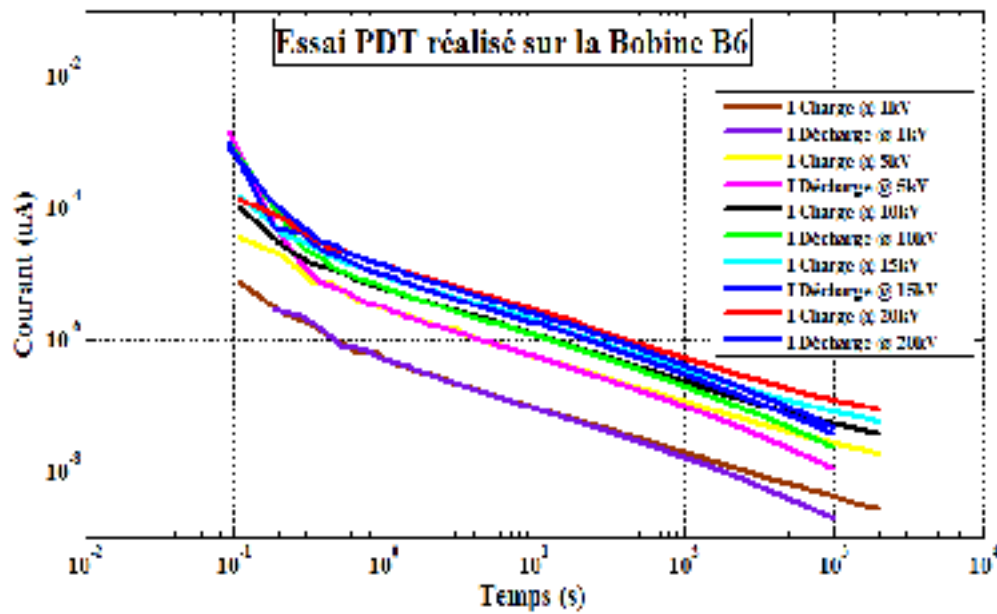
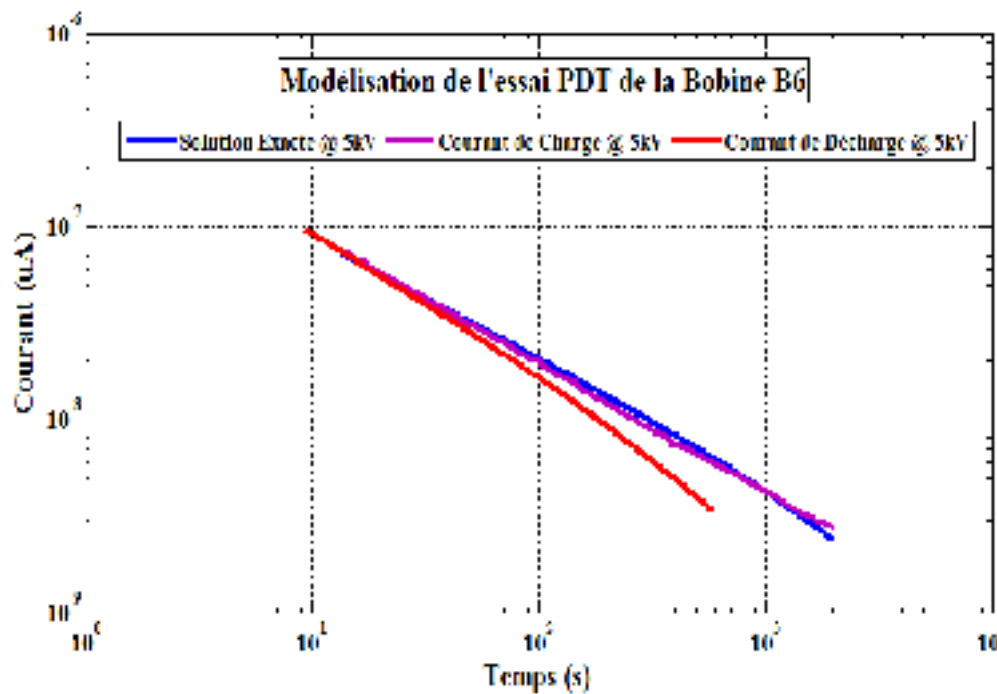


Figure 6-24 Résultats de l'essai RT obtenus sur la bobine B7 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative)
–b- Séparations des trois contributions du courant de charge



-a-



-b-

Figure 6-25 Résultats de l'essai PDT obtenus sur la bobine B6 -a- Résultats de la mesure à 5kV -b- Résultats de la modélisation

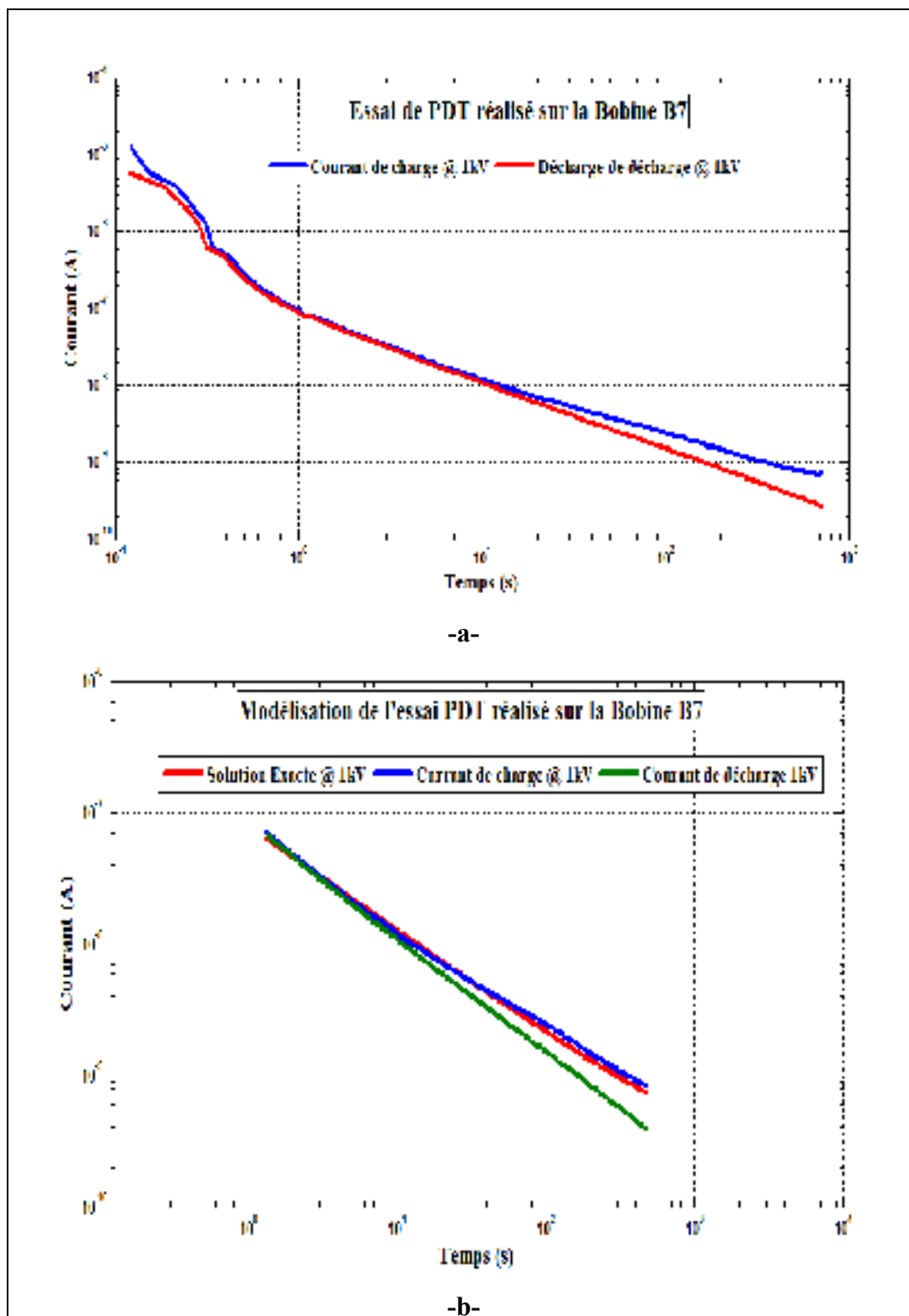


Figure 6-26 Résultats de l'essai PDT obtenus sur la bobine B7 -a- Résultats de la mesure à 1kV -b- Résultats de la modélisation

6.4.2 Mesures de terrain

Pour l'étude des essais de terrain sur une phase ou un enroulement complet d'un générateur isolé en polyester-mica, trois unités ont été sélectionnées. En l'occurrence, les unités M7, M8 et M9. Ces unités représentent respectivement les trois phases des générateurs hydro-électriques de tensions nominales 6.6 kV, 11 kV et 13.2 kV et de puissances de 33 MVA, 53.1 MVA et 46.6 MVA. Les générateurs M7 et M9 ont été rembobinés respectivement en 1976 et en 1983 par la compagnie Thomson alors que celui de M8 a été rembobiné en 1985 par la compagnie National Electric Coil. Pour les essais *RT*, les résultats des mesures et de la modélisation sont présentés sur les Figures 6.27 aux 6.29. Le résultat nous montre une bonne correspondance entre les mesures et le modèle jusqu'aux tensions d'inflexions. Pour l'unité M7, à mesure que la tension dépasse la tension d'inflexion (8.3 kV), la pente de la courbe du courant mesuré augmente fortement et le courant devient non linéaire et quelque peu erratique. Ces non-linéarités sont révélatrices de l'augmentation non ohmique du courant de fuite. D'ailleurs la Figure 6-27-b- montre une grandeur importante du courant de fuite comparée aux courants capacitif et d'absorption. Dans le cas de l'unité M8, le comportement de la réponse du courant de charge mesuré se caractérise par une augmentation rapide aux alentours de 14.8 kV et à partir de cette tension une deuxième pente est repérée avec des augmentations au même rythme que la première pente comme le montre la Figure 6-28. Ce phénomène est appelé l'effet Snaking et est présumé être causé par le décollement de l'isolation [79]. Dans le cas de l'unité M9, les résultats des mesures et de la modélisation sont présentés à la Figure 6-29. On observe que jusqu'à environ 19 kV (tension d'inflexion) le système d'isolation affiche un comportement linéaire et aucune non-linéarité n'est apparente. Mais à partir de ce niveau de tension jusqu'à la tension d'essai maximale une deuxième pente plus raide est observée et qui peut être synonyme d'un défaut. Pour les trois unités, M7, M8 et M9, l'amplitude du courant d'absorption est relativement moins forte comparée à celle du système à base d'asphalte-mica, malgré que le système d'isolation à base de polyester-mica soit composé de lamelles de mica et de la résine polyester, deux éléments polaires. Les résultats des essais *PDT* réalisés sur ces trois unités (M7, M8 et M9) sont présentés aux Figures 6.30 aux 6.32. Dans le cas de l'unité M7, Figure 6-30, on remarque un écart important vers la fin de l'essai entre le courant de

charge et celui de décharge pour les deux échelons de tension (2.5 kV et 5 kV). Cet écart représente l'ampleur et la grandeur du courant de fuite (présence du courant de fuite le long des développantes). Ceci est en bon accord avec l'observation enregistrée sur cette même unité lors de l'essai *RT*. Pour l'unité M9, Figure 6-31, l'ampleur de l'écart entre le courant de charge et celui de décharge est moindre, alors que pour l'unité M8, cet écart est à peine repéré comme le montre la Figure 6-32. Comme on le voit dans le Tableau 6-6, la valeur de R_L de l'unité M7 est inférieure à celles des deux unités M8 et M9, conséquemment l'unité M7 présente un fort courant de conduction. Aussi, pour cette unité (M7), la valeur de IP à un échelon de tension de 2.5kV est inférieure à 2. Cela signifie que l'unité peut avoir une présence de saleté ou avoir absorbé de l'humidité. Ce point doit être vérifié avant de soupçonner un autre problème dans le système d'isolation. Il est à noter que la structure du polyester est sensible à la réaction chimique avec l'humidité qui peut entraîner une dégradation électrique et mécanique permanente. Pour les deux unités M8 et M9 la situation est différente, on enregistre respectivement des valeurs de l'indice de polarisation de 6.3 et d'environ 3 comme l'indique le Tableau 6-6 présenté ci-dessous. Cela indique que l'enroulement des trois phases de ces deux unités était propre et sec. Les valeurs des paramètres K_I et n issues de l'essai *RT* et donnant le meilleur ajustement pour les deux unités sont conformes à celles extraites des courbes *PDT* comme indiqué au Tableau 6-6.

Tableau 6-6 Résultats de la modélisation des essais RT et PDT réalisés en laboratoire sur des systèmes d'isolation à base de polyester-mica

Échantillons	<i>M7</i>		<i>M8</i>		<i>M9</i>	
Type d'essai	RT	PDT	RT	PDT	RT	PDT
$K_I (s^{n-1})$	0.03	0.033	0.029	0.027	0.021	0.021
n	0.75	0.80	0.80	0.80	0.77	0.80
$RL (G\Omega)$	0.26	0.218	4.10	4.88	1.88	1.50
$IP (5kV)$	1.77	1.88	6.31	6.33	3.0	3.01
$RI@ 40^\circ C (M\Omega)^*$	129	120.29	406.24	437.18	306.53	306.38

*La correction est faite utilisant l'équation (1.4) et selon la norme IEEE-43-2013 [6].

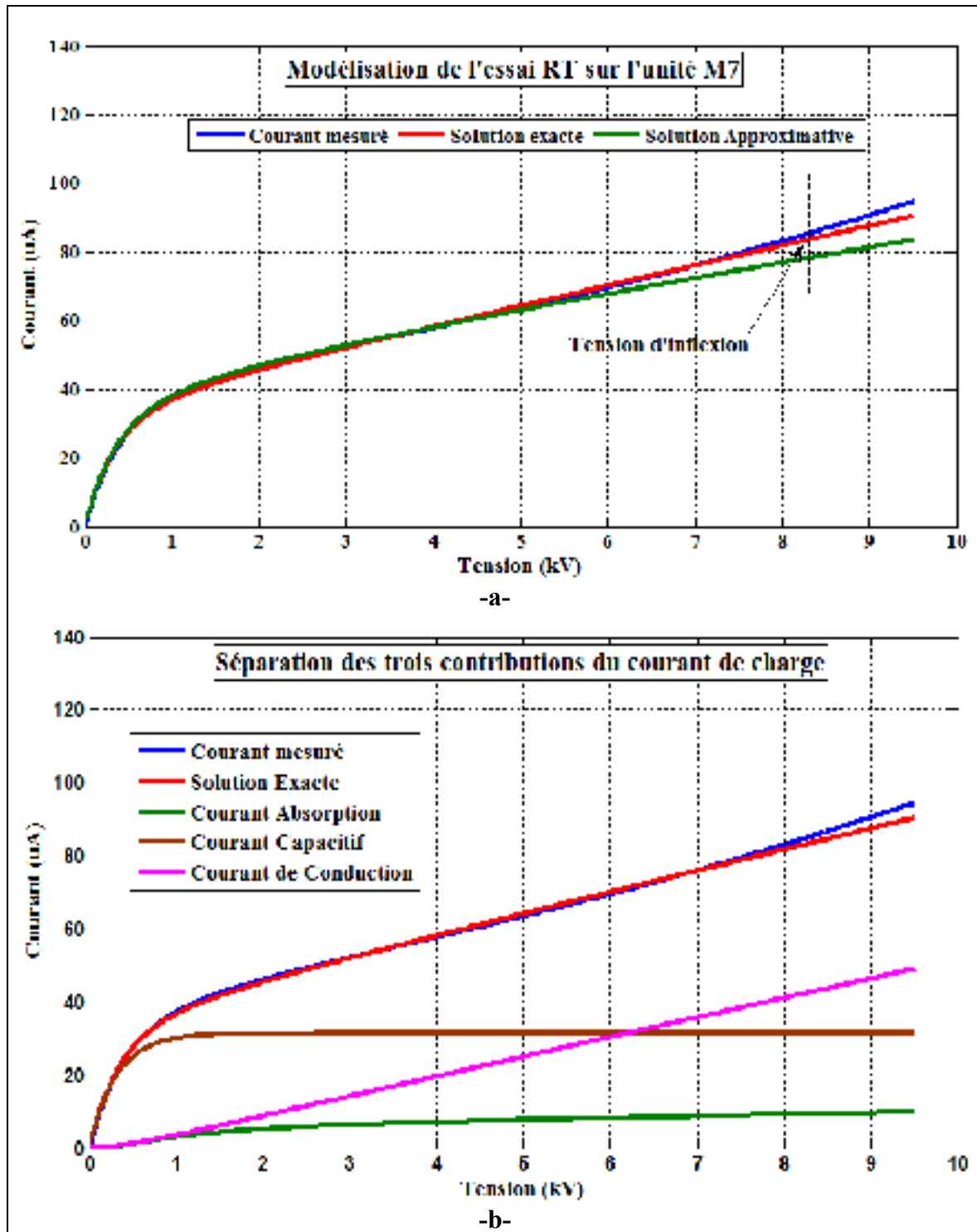


Figure 6-27 Résultats de l'essai RT obtenus sur l'unité M7 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative)
 –b- Séparations des trois contributions du courant de charge

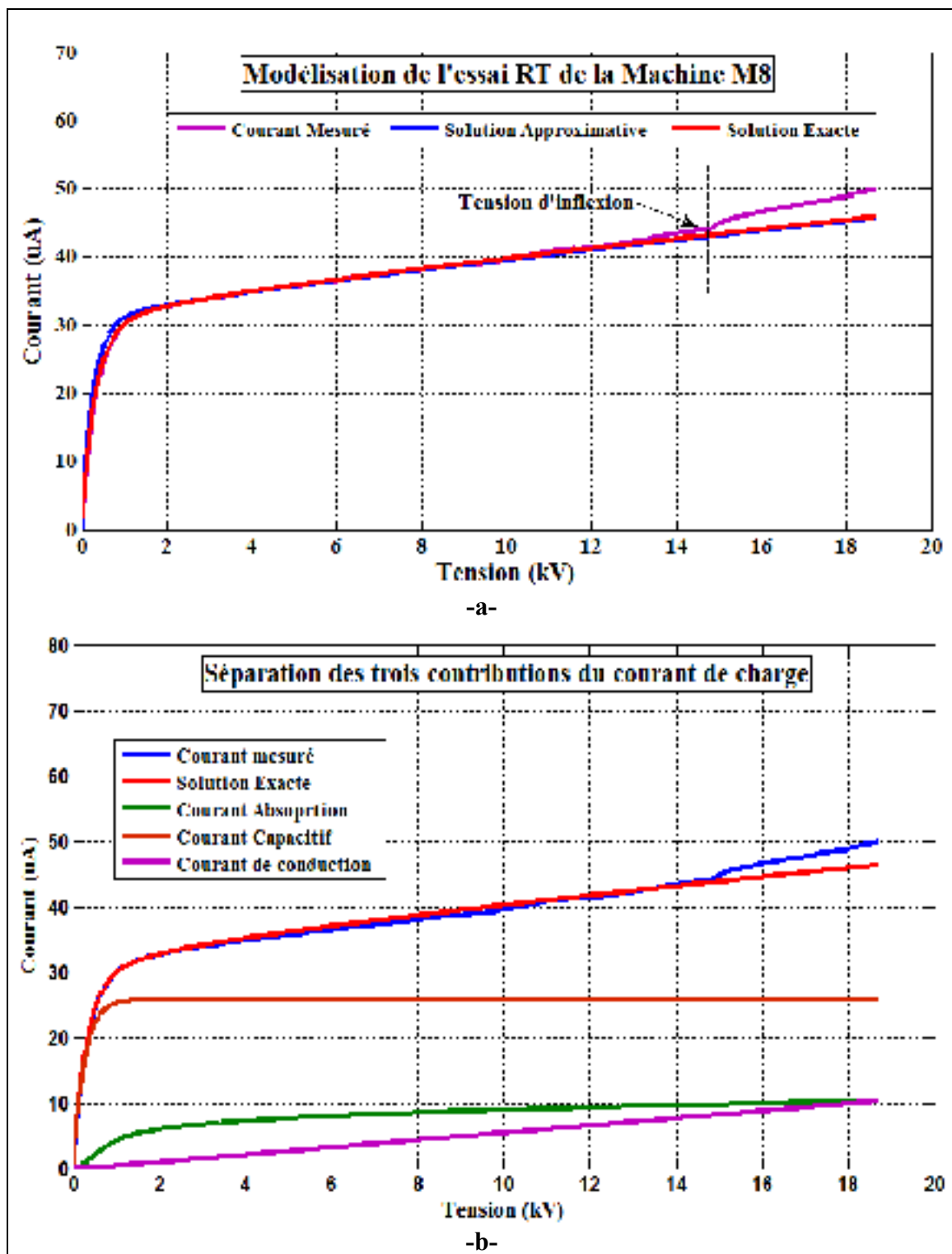


Figure 6-28 Résultats de l'essai RT obtenus sur l'unité M8 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative)
–b- Séparations des trois contributions du courant de charge

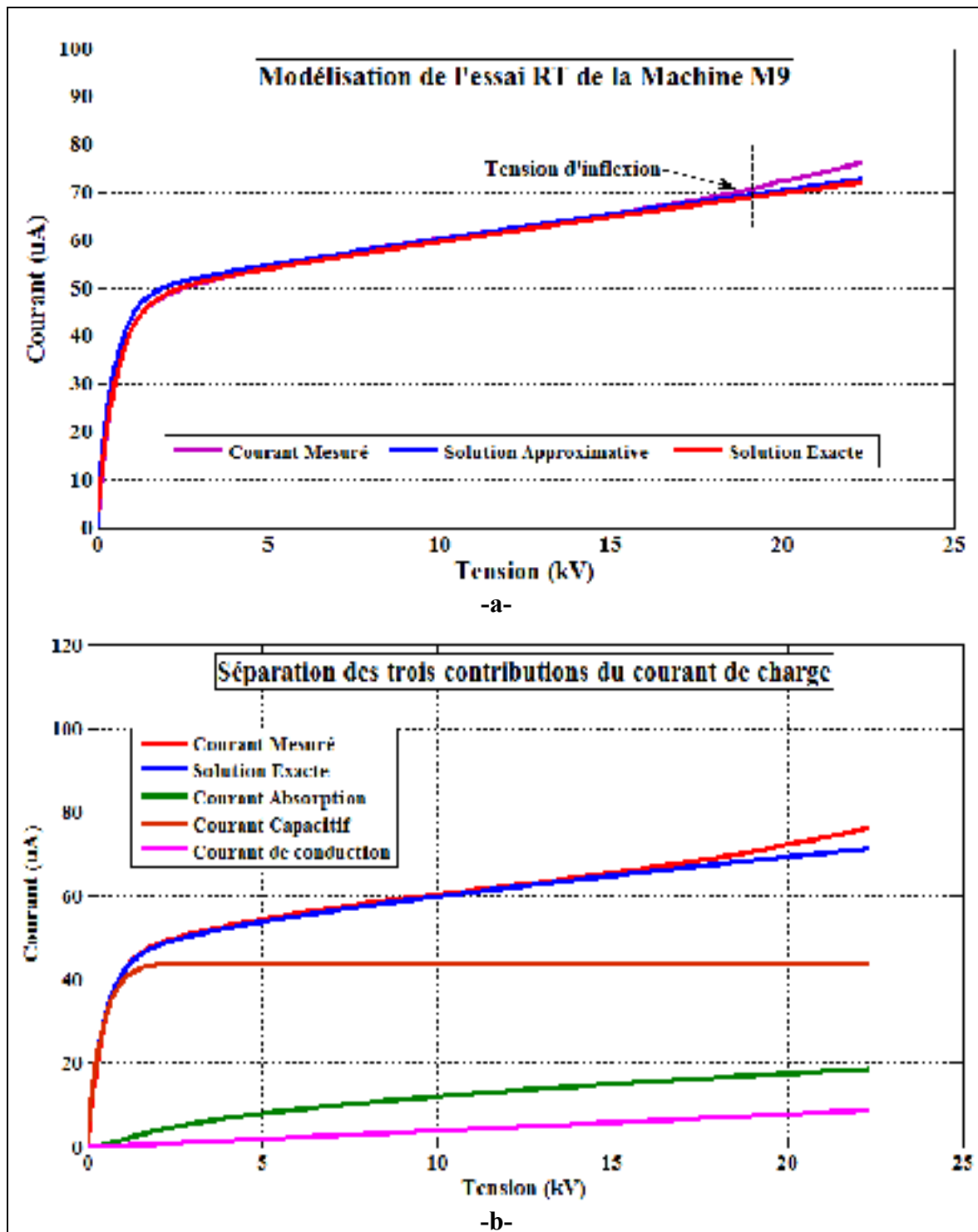


Figure 6-29 Résultats de l'essai RT obtenus sur l'unité M9 –a- Résultats de la modélisation (solution exacte et solution approximative) –b- Séparations des trois contributions du courant de charge

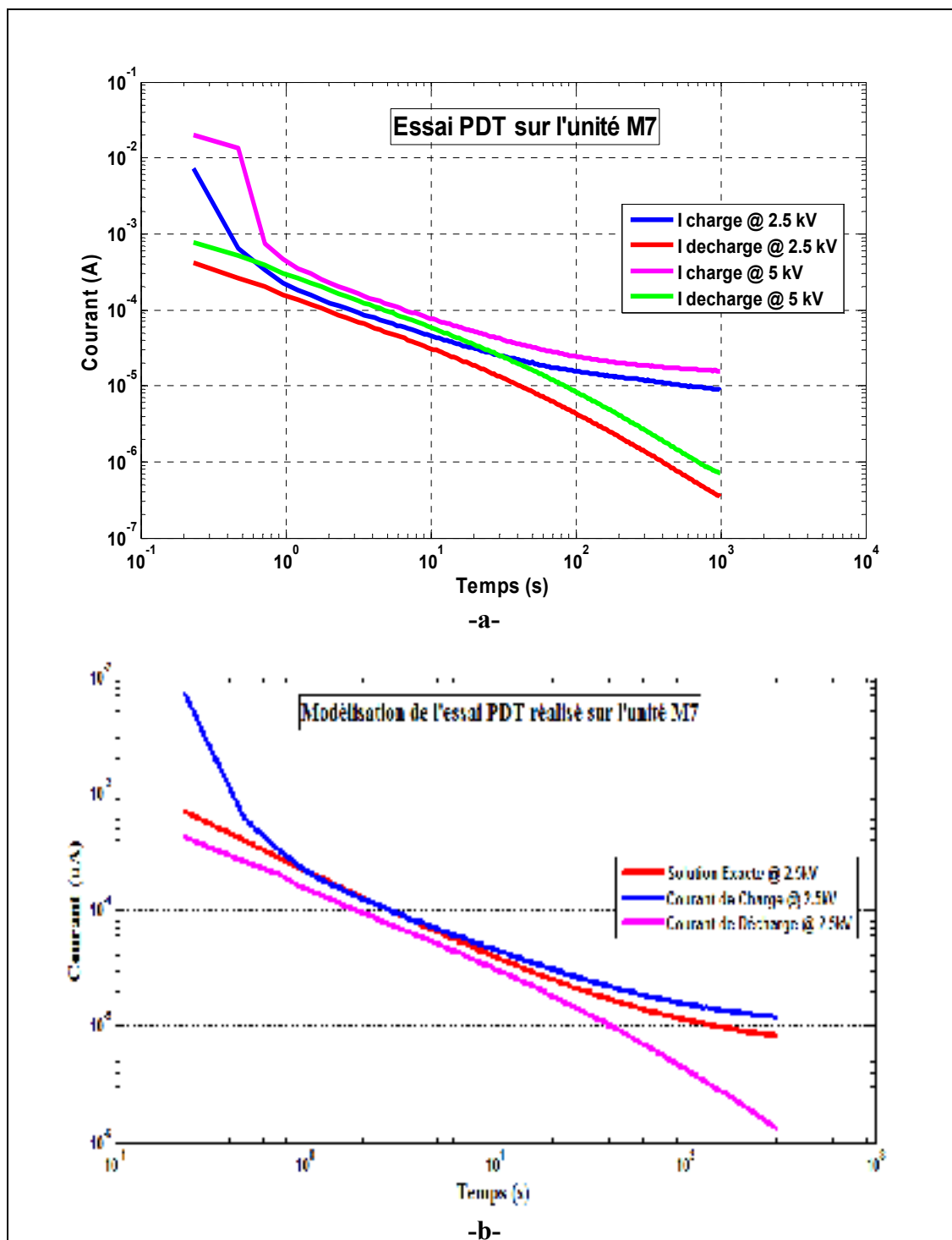
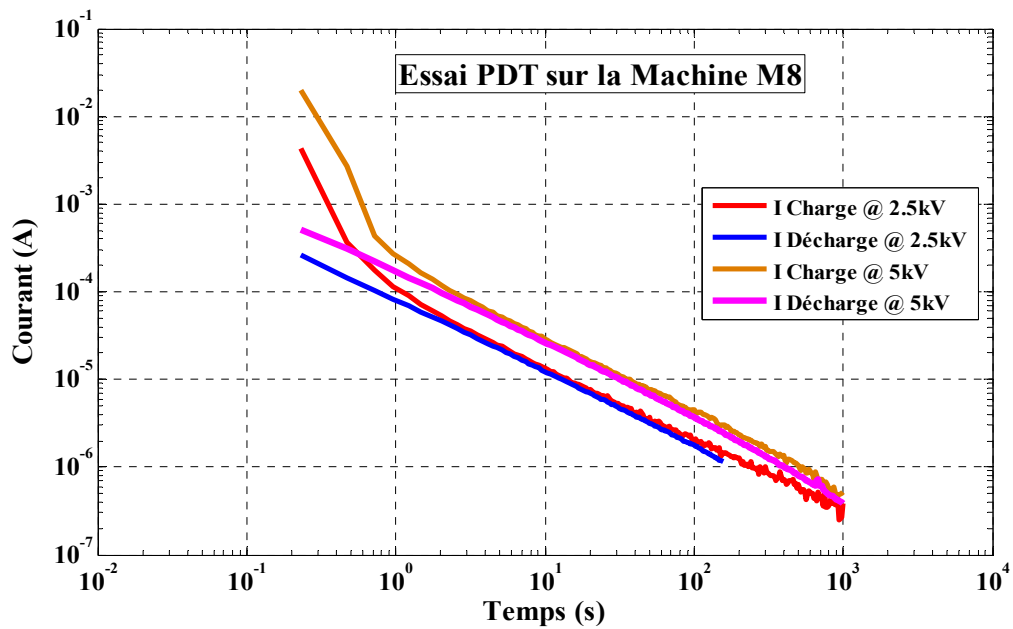
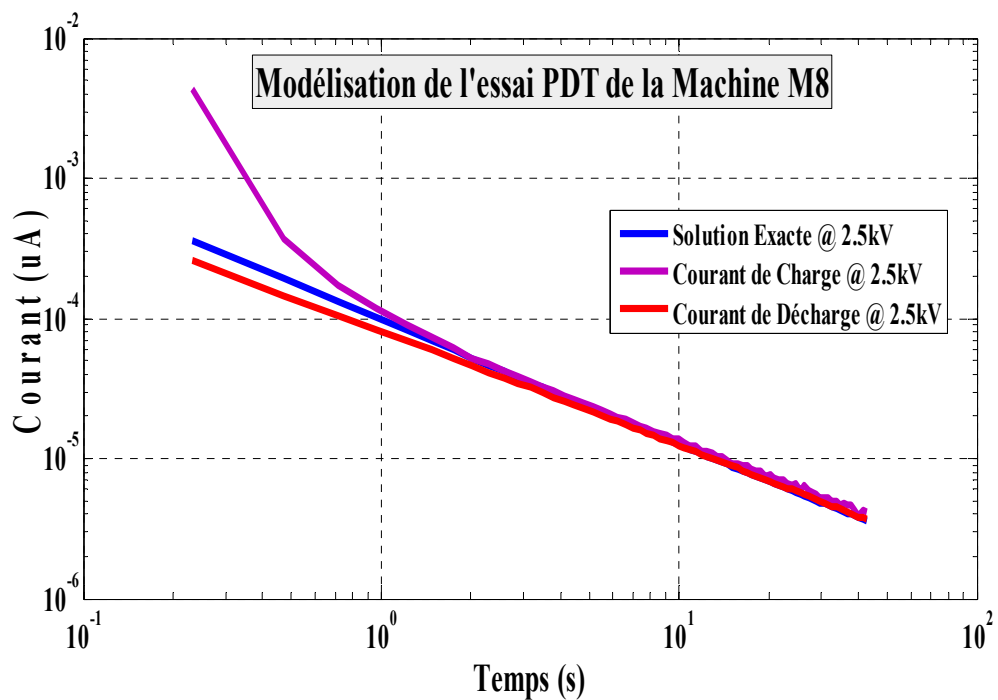


Figure 6-30 Résultats de l'essai PDT obtenus sur l'unité M7 -a- Résultats de la mesure à 2.5kV et 5kV -b- Résultats de la modélisation



-a-



-b-

Figure 6-31 Résultats de l'essai PDT obtenus sur l'unité M8 -a- Résultats de la mesure à 2.5kV et 5kV -b- Résultats de la modélisation

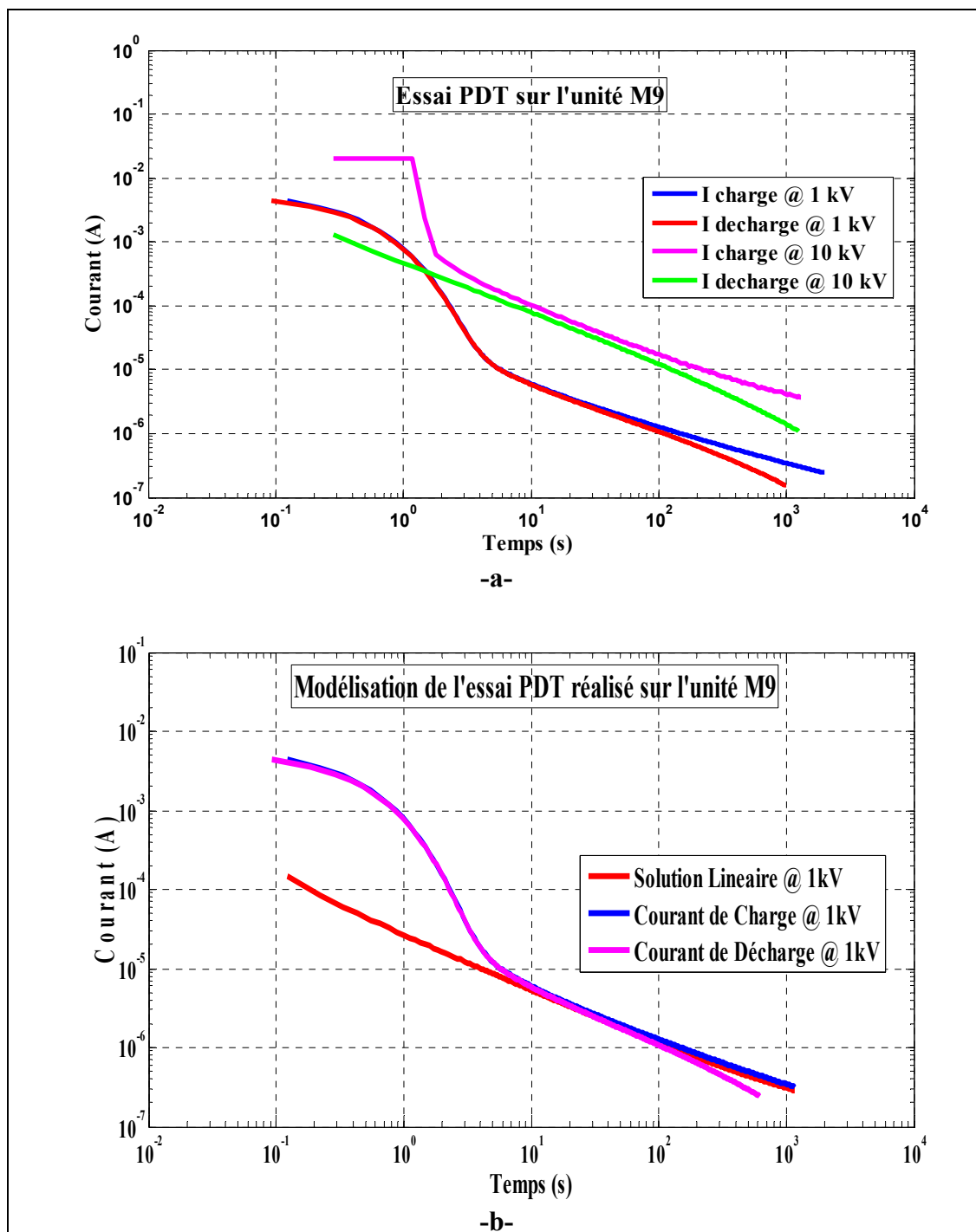


Figure 6-32 Résultats de l'essai PDT obtenus sur l'unité M9 -a- Résultats de la mesure à 1kV et 10kV -b- Résultats de la modélisation

CHAPITRE 7

MODÉLISATION EN TENANT COMPTE DE LA RÉPONSE DES DÉVELOPPANTES

7.1 Mise en contexte

Les développantes sont les parties courbées qui réalisent les liaisons entre les parties droites des différentes barres logées dans les encoches et maintenues en place à l'aide de cales, comme il est indiqué sur la Figure 7-1 suivante :

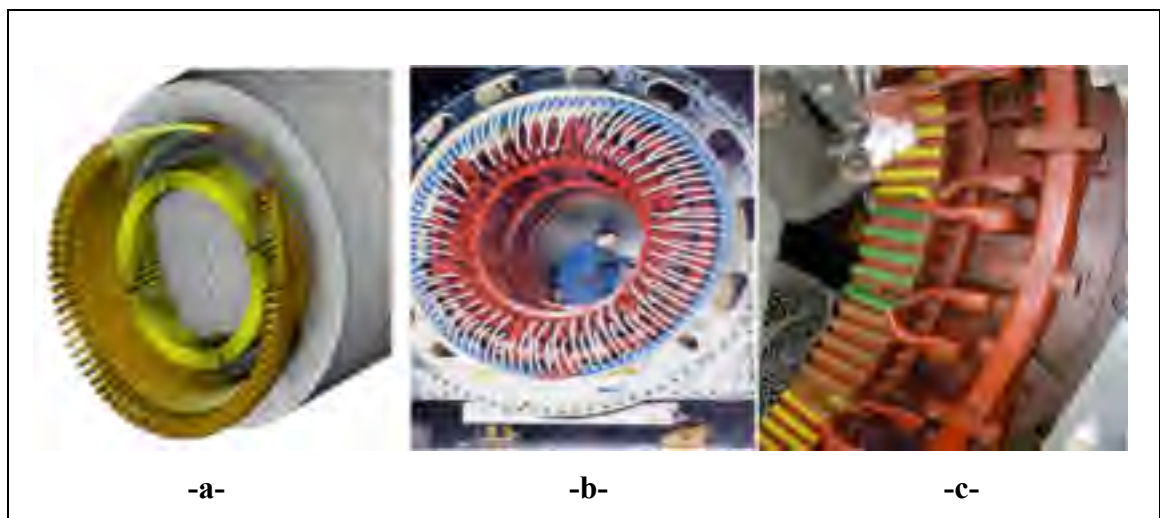


Figure 7-1 a- Vue 3D des barres conductrices de la cage de développantes du stator
-b- Photo du stator d'un turbo alternateur (EDF)
-c- Photo du stator de l'alternateur de la centrale de la coche (EDF) [80]

L'isolation Haute Tension du bobinage statorique des grosses machines tournantes est généralement le siège d'une dégradation progressive de ses propriétés électriques et diélectriques causée par la production permanente de décharges superficielles qui érodent le matériau isolant. Les décharges électriques sur les développantes sont nocives et surviennent en sortie de masse statorique suite à la concentration du champ électrique qui apparaît à cet endroit sur celle-ci lorsque la tension nominale excède 5kV, particulièrement lorsque la

machine opère à la pression atmosphérique [81], comme il est montré sur la Figure 7-2 suivante :

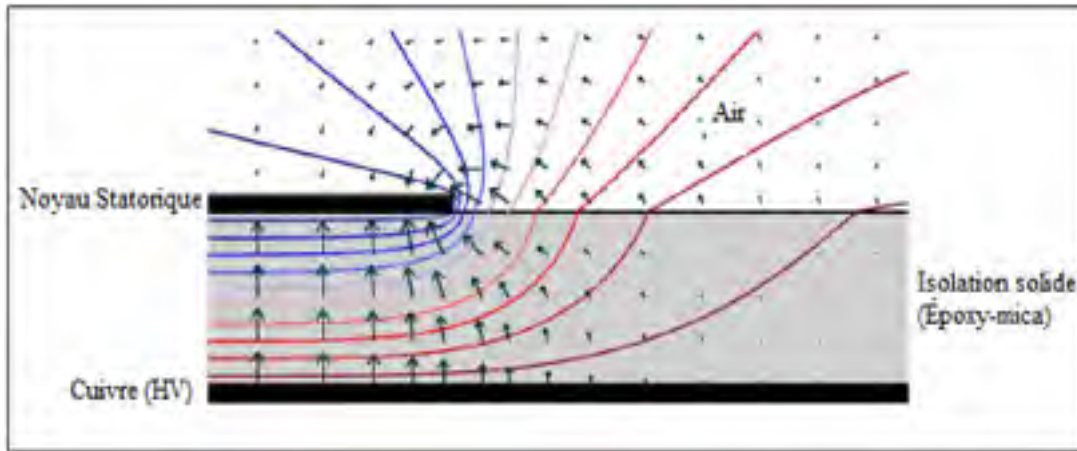
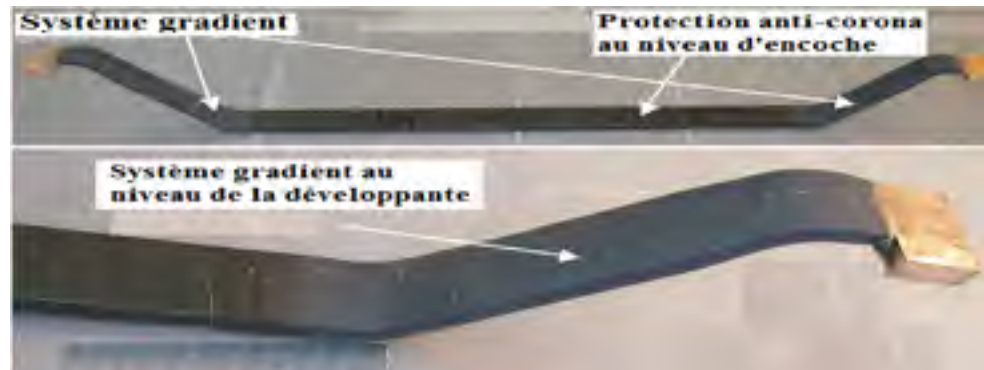


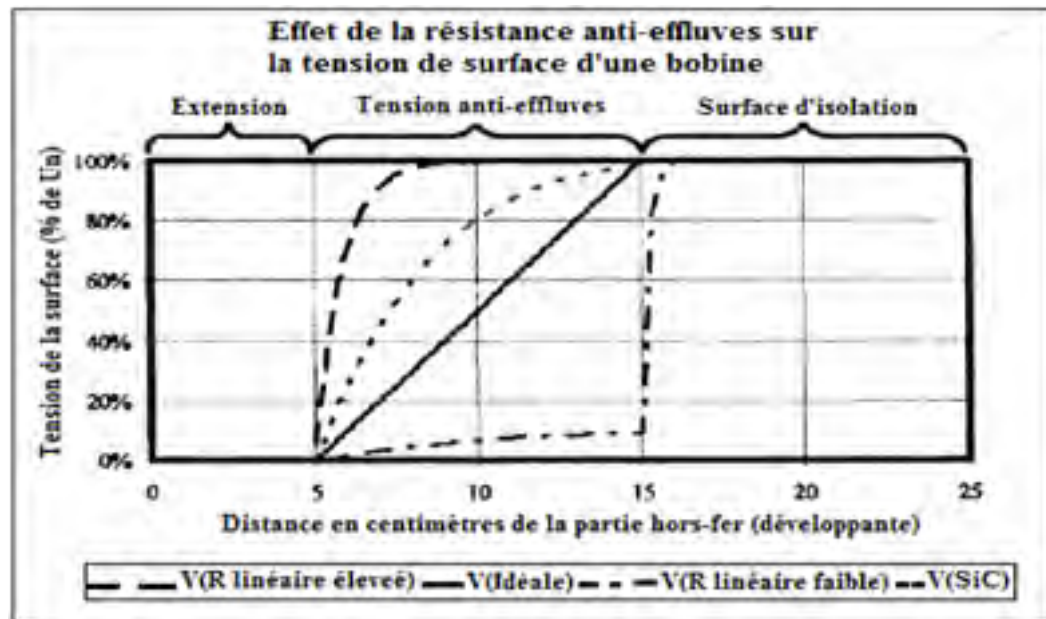
Figure 7-2 Champ électrique autour d'un système diélectrique à électrode tronquée sans revêtement anti-effluves [81].
Les lignes équipotentiellles sont à 10% d'intervalles

Ces décharges sont récurrentes créant ainsi des surtensions supportées en permanence par l'isolation et dont l'amplitude est non négligeable comparée à la tension nominale de la machine. L'élimination de ces décharges revêt donc un intérêt industriel évident.

Le progrès technologique dans le domaine des matériaux a permis d'apporter plusieurs solutions pour réduire les risques de défaillances électriques de l'isolation Haute Tension de la machine par des décharges superficielles au niveau des développantes (effet couronne). L'une des solutions est d'assurer un établissement uniforme de la tension entre l'extrémité du revêtement de la partie droite de la bobine et la tête de celle-ci en sortie d'encoche par l'application d'un revêtement (vernis) semi-conducteur à résistance croissante à mesure qu'on s'éloigne du fer, comme il est montré à la Figure 7-3 suivante.



-a-



-b-

Figure 7-3 -a- Exemple d'une barre statorique d'un hydro-générateur HV [95] -b- Distribution de la tension le long de la développante pour différents revêtements anti-effluves [99]

Ce revêtement est à base soit de couches étagées de conductivités graduées [82] soit d'un seul matériau dont la résistance variera suivant une loi donnée, avec le gradient de la tension. L'inconvénient de la protection par couches étagées est qu'elle ne permet pas une distribution uniforme de la tension et elle est difficile à réaliser en fabrication. Par contre, la protection par l'utilisation d'un seul revêtement est très employée par les manufacturiers, vu son efficacité et

sa simplicité de fabrication. Dans ce cas, le gradient de la tension décroît exponentiellement à mesure qu'on s'éloigne de la sortie d'encoche.

Les matériaux anti-effluves utilisés dans les machines tournantes prennent la forme soit d'une peinture d'époxy soit de ruban de verre ou les deux, associés à un vernis semi-conducteur. Généralement on utilise un vernis semi-conducteur à résistance variable à base de grains de Carbure de Silicium (SiC) ou à base d'oxyde de fer (rarement utilisé de nos jours), ayant une relation tension courant (V-I) non-linéaire. Dans notre cas, on s'intéresse plus particulièrement à l'étude et à la caractérisation des revêtements anti-effluves à base de grains de SiC puisqu'ils sont largement utilisés. L'objectif principal du système gradient est de limiter la tension sur la surface de la barre (bobine) statorique à la sortie d'encoche. La région active de ce système est les premiers centimètres après la fin du chevauchement semi-conducteur comme il est montré sur la Figure 7-4.

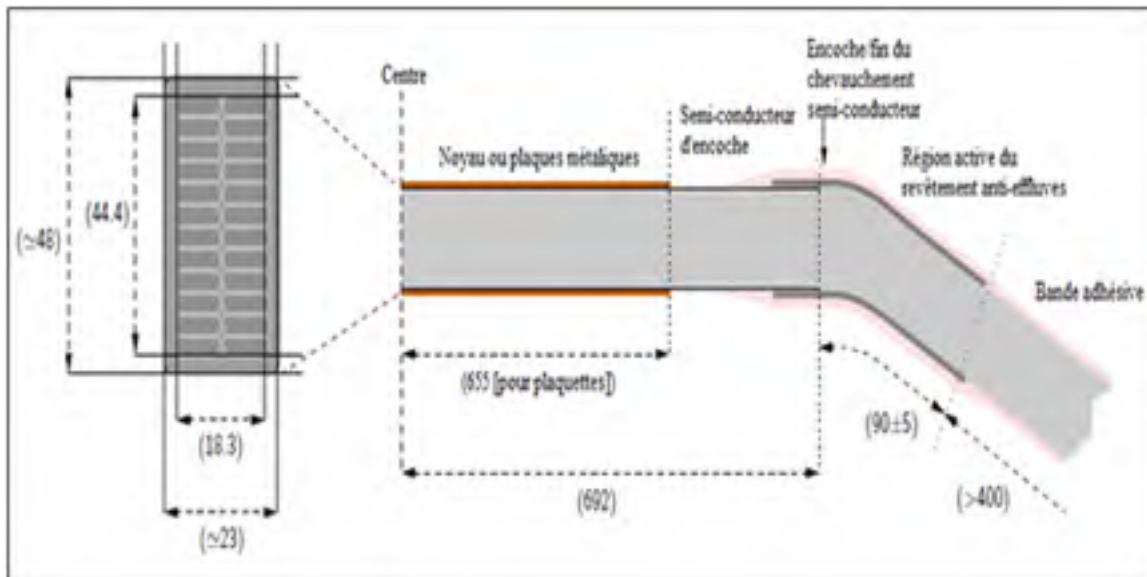


Figure 7-4 Région active du revêtement anti-effluves montrée sur la moitié d'une barre neuve avec ses dimensions (en millimètre) [81]

La caractéristique non-linéaire du revêtement anti-effluves est grandement influencée par les matériaux utilisés ainsi les processus de fabrication appliqués. Généralement, il existe deux systèmes gradient [95]. Un système avec un revêtement anti-effluves appliqué jusqu'au cuivre

(système A de la Figure 7-5). Ce système est rarement utilisé puisque la valeur minimale des deux paramètres RI et IP établies par la norme IEEE 43 [6] est compromise. Un autre système, où le revêtement anti-effluves est arrêté à peu près 50 mm du cuivre ou plus, est largement utilisé (système B de la Figure 7-5). Avec ce système la valeur minimale des deux paramètres RI et IP donnée par la norme IEEE 43 est bien vérifiée. Dans ce chapitre tous les échantillons sélectionnés pour cette étude utilisent un système qui ressemble au système B donné à la Figure 7-5.

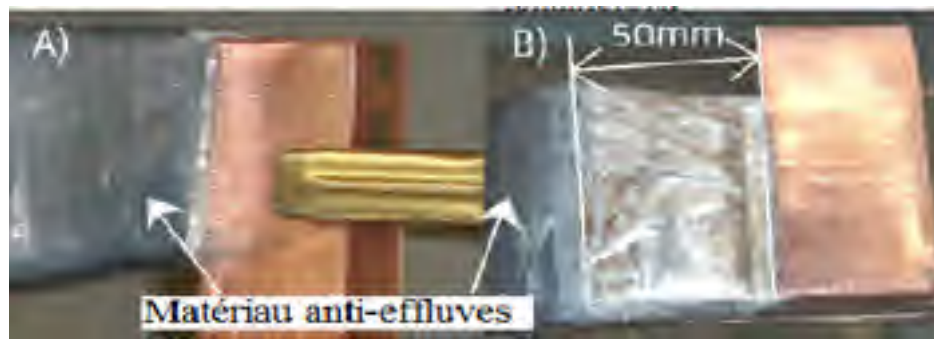


Figure 7-5 Différents systèmes gradients: -A) Matériau anti-effluves appliqué jusqu'au cuivre; B) Matériau anti-effluves arrêté à 50mm du cuivre [95]

7.2 Propriétés électriques du vernis à base de SiC

Dans [83, 84], les propriétés électriques, notamment la conductivité et la permittivité, des poudres de SiC sont étudiées en détails sur une large gamme de champs électriques. Les résultats de cette étude montrent que la relation qui relie la conductivité de ce type de matériau au champ électrique est quelque part entre une forme d'une loi de puissance et une forme d'une exponentielle tel que présenté respectivement par l'équation (7.1) et l'équation (7.2).

$$\sigma(T_E) = a |T_E|^b \quad (7.1)$$

$$\sigma(T_E) = a \exp(c T_E) \quad (7.2)$$

avec le champ électrique appliqué $T_E = U/L$, U : est la tension appliquée, L : est la longueur entre les deux électrodes, a , b et c sont des constantes.

Dans une autre étude [81], une équation qui correspond au comportement électrique de plusieurs matériaux anti-effluves est présentée, ayant des propriétés qui sont un hybride entre une forme d'une loi de puissance et une forme exponentielle (équation 7.3) :

$$\sigma(T_E) = \sigma_0 \exp(a|T_E|^b) \quad (7.3)$$

À partir de l'équation (7.3), la relation de la résistance non-linéaire du revêtement anti-effluve peut s'écrire sous la forme suivante :

$$R = R_0 \exp(-a|T_E|^b) \quad (7.4)$$

avec R_0 est la résistance lorsque le champ T_E est nul, a et b sont des constantes.

La constante a , appelée le degré de la non-linéarité, ainsi la constante b , qui représente l'exposant du champ électrique appliqué, sont définies à partir de mesures de laboratoire sur des échantillons (ruban ou peinture) de revêtement anti-effluve dans notre cas à base de SiC. L'ordre de grandeur de ces constantes varie fortement en fonction de la taille, de la concentration et de la qualité des particules de SiC. Dans [81], des valeurs de $0.0015 \text{ (m/V)}^{2/3}$ et $2/3$ ont été trouvées pour a et b respectivement. On verra plus loin dans ce même chapitre que dans notre cas d'autres valeurs de a et b sont obtenues sur des échantillons testés en laboratoire.

7.3 Origine de la non-linéarité des revêtements anti-effluves à base de SiC

Dans le document [85], une étude plus détaillée du comportement électrique non-linéaire des revêtements anti-effluves à base de grains de SiC est présentée. Des échantillons à base de SiC ont été soumis à des tensions continues et des tensions alternatives pour élucider et pour analyser leurs comportements électriques qui impliquent plusieurs mécanismes physiques complexes et indépendants. L'analyse et la comparaison de l'allure de la caractéristique I-V de chaque échantillon observée à une température donnée, relevée sous une tension continue et sous une tension alternative, a permis de définir deux catégories de revêtements anti-

effluves. La première catégorie est le revêtement de type résistif dont les deux caractéristiques I-V (CA et CC) sont pratiquement superposables et dont l'intensité du courant est uniquement dépendante de la valeur de crête de la tension appliquée. La seconde catégorie est le revêtement de type capacitif caractérisé par une impédance capacitive sensiblement plus faible que sa résistance et dont l'intensité du courant est nettement plus élevée sous une tension alternative que sous une tension continue.

Deux mécanismes physiques indépendants de nature électronique caractérisent les propriétés électriques non-linéaires des revêtements anti-effluve de type résistif. Le premier mécanisme est l'injection électronique en provenance des grains de SiC contrôlée par l'effondrement partiel de la barrière de potentiel aux interfaces entre les grains. Le second est provoqué par la production de porteurs de charge par dissociation électrique de centres dans la barrière de potentiel des liants polarisée en sens inverse.

Dans le cas des revêtements anti-effluves de type capacitif, les propriétés électriques non-linéaires seraient imputables à des mécanismes physiques de nature électronique et ionique. Le premier mécanisme est identique à celui des revêtements anti-effluve de type résistif, cité en haut. Le deuxième mécanisme est dû au peuplement des états de surface, disposés à la surface qui sépare les grains de SiC du liant. L'autre mécanisme est causé par la production d'ions libres par dissociation électrique de centres dans la barrière de potentiel du liant polarisée en sens inverse. Finalement, le comportement électrique non-linéaire de ces revêtements est dû particulièrement aux propriétés de doubles barrières de potentiel généré à la séparation des grains de SiC et du liant selon ce même document [85].

7.4 Modèles numériques

Pour cette étude, présentée dans ce chapitre, le modèle mathématique représentant le courant de charge total sera égal à la somme de deux modèles. Un modèle représentant le courant traversant la partie droite seulement et un autre modèle représentant le courant traversant la

partie développante. Les équations du courant $I_d(t)$ traversant la partie droite suite à des essais RT et PDT sont les équations (5.21) et (5.51) respectivement présentées au chapitre V.

Comme il est rapporté dans [78] et comme on va le voir dans ce chapitre, l'effet de la réponse diélectrique provenant des développantes sur la réponse diélectrique totale d'un système d'isolation d'une barre statorique est dominant lorsque la tension appliquée est inférieure à 5kV. Au-delà de ce niveau de tension, la réponse diélectrique totale du système d'isolation est dominée par celle provenant de la partie droite seulement. Donc pour un calcul plus au moins précis des paramètres du modèle linéaire K_l , n et R_L (tels que définis au chapitre V) propre au courant traversant la partie droite, la plage de régression linéaire (voir le chapitre V) doit être définie au-delà de 5kV et en deçà du niveau tension à partir duquel les non-linéarités commencent. Comme on va le voir sur les figures représentant les mesures dans ce chapitre, jusqu'à 8kV la réponse du courant versus la tension reste toujours linéaire. Dans ce sens la plage de régression linéaire de 6kV à 8 kV a été définie pour déterminer les paramètres K_l , n et R_L propres aux trois barres T1, T2 et T3 présentées plus loin dans ce chapitre. Pour le modèle représentant le courant traversant la partie développante $I_g(t)$, on peut modéliser numériquement le comportement électrique du revêtement anti-effluves montré à la Figure 7-6, présentée ci-dessous, par un circuit correspondant aux équations classiques des lignes de transmissions [10, 81], tel qu'énoncé ci-dessous.:

$$\frac{\partial V(x,t)}{\partial x} = \begin{cases} -r_1 I(x,t) \text{ pour } 0 \leq x \leq L_1 \\ -r_2 I(x,t) \text{ pour } L_1 \leq x \leq L_1 + L_2 \end{cases} \quad (7.5)$$

$$\frac{\partial I(x,t)}{\partial x} = \begin{cases} -c_g \frac{\partial V(x,t)}{\partial t} \text{ pour } 0 \leq x \leq L_1 \\ -c_f \frac{\partial V(x,t)}{\partial t} \text{ pour } L_1 \leq x \leq L_1 + L_2 \end{cases} \quad (7.6)$$

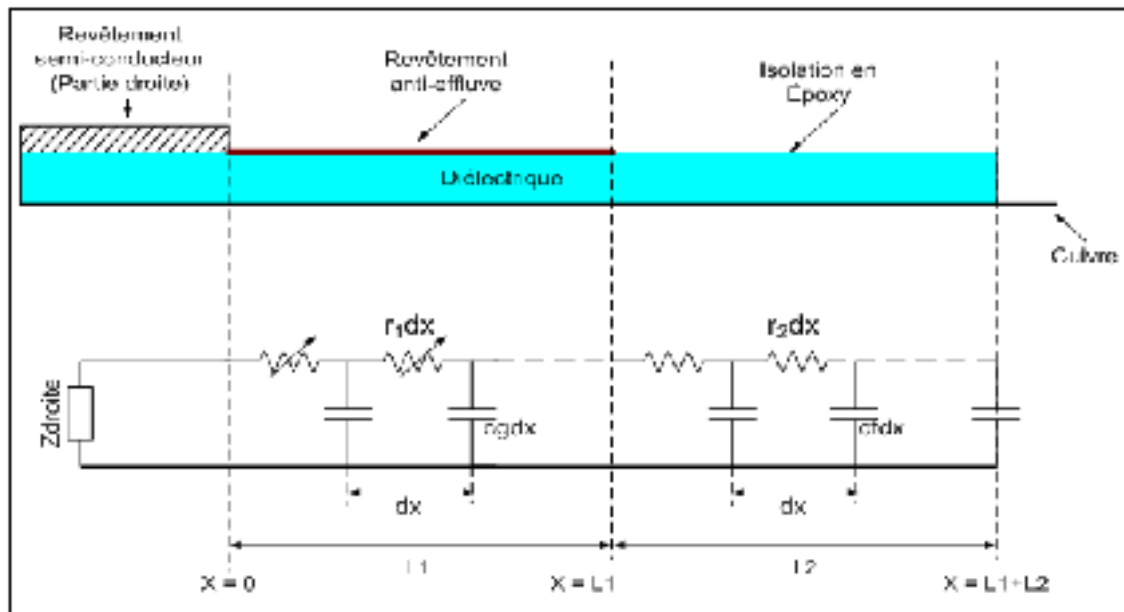


Figure 7-6 Circuit équivalent de la partie hors fer : cas d'un revêtement anti-effluves non-linéaire

Où r_1 est la résistance apparente par unité de longueur du revêtement anti-effluves qui dépend du champ électrique T_E ; c_g est la capacité par unité de longueur entre le revêtement anti-effluves et le cuivre; r_2 est la résistance apparente par unité de longueur du système d'isolation à base d'époxy et qui ne dépend pas du champ électrique T_E ; c_f est la capacité par unité de longueur entre le système d'isolation à base d'époxy et le cuivre et Z_{droite} est l'impédance équivalente à la partie droite traitée au chapitre V.

Différents modèles ont été étudiés et présentés dans [10, 81, 86-89]. Dans cette section on présentera quatre formes de modèle à savoir : deux formes de modèle linéaire, non distribué et distribué, et deux autres formes de modèle non linéaire, non distribué et distribué, aussi. Dans notre cas, on s'intéresse plus particulièrement au modèle non-linéaire distribué puisqu'il reproduit le comportement électrique réel des revêtements anti-effluves à base du Carbure de Silicium (SiC).

7.4.1 Modèle linéaire non distribué

Le modèle le plus simple d'un système gradient ou d'un revêtement anti-effluves sur une barre statorique consiste en une résistance fixe en série avec un condensateur, comme il est montré à la Figure 7-7 présentée ci-dessous. Dans ce cas, le système anti-effluves est supposé se comporter linéairement, c'est-à-dire, la résistance R_l est indépendante du champ électrique appliqué et la capacité C_g est considérée fixe. Sur la Figure 7-7, la résistance R_s représente la résistance de mesure (ou la résistance série) utilisée lors des essais *PDT* et *RT*. La résistance R_2 et la capacité C_f représentent respectivement la résistance du système d'isolation à base d'époxy et la capacité entre le système d'isolation entre l'époxy et le cuivre. La tension $E(t)$ est la tension de la source par rapport à la terre. La tension $U(t)$ est la tension appliquée sur le cuivre par rapport à la terre.

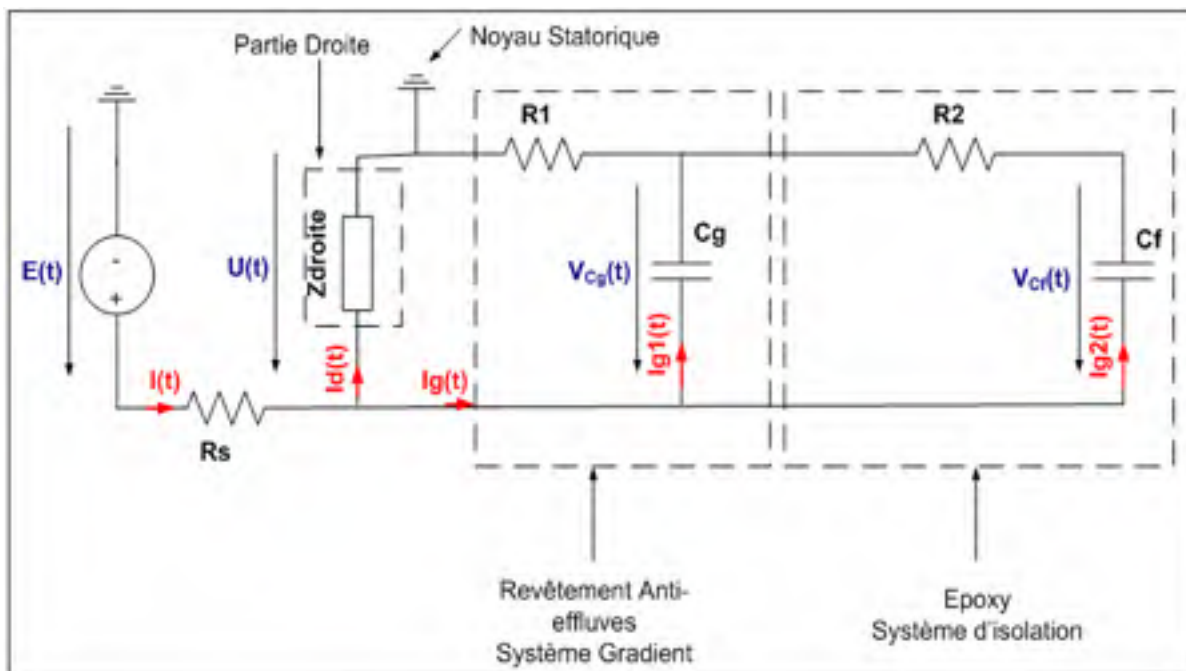


Figure 7-7 Schéma équivalent de la partie développante contenant un revêtement anti-effluves ayant R_1 et C_g fixes et un système d'isolation à base d'époxy ayant R_2 et C_f fixes

Une des méthodes pour calculer le courant total $I(t)$ traversant le circuit présenté à la Figure 7-7 est de déterminer l'impédance équivalente $Z(s)$ dans le domaine de Laplace de la Figure 7-7 équivalente à la figure suivante (Figure 7-8) :

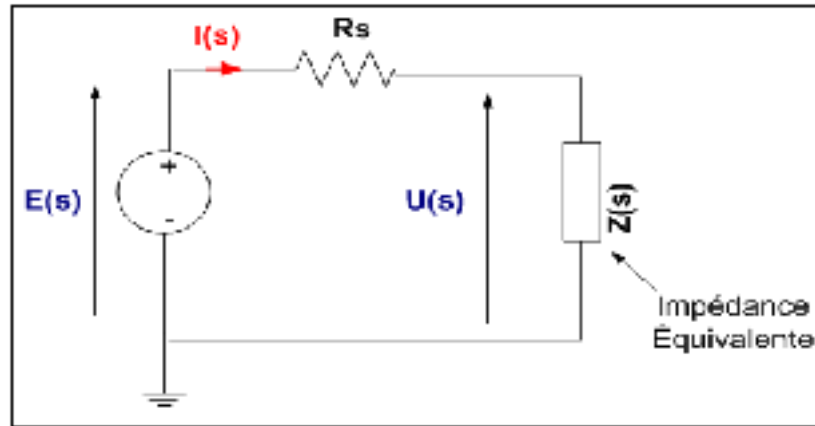


Figure 7-8 Impédance équivalente dans le domaine de Laplace du circuit de la Figure 7-7

L'impédance Z est l'impédance équivalente de la partie hors-fer $Z_{hors-fer}$, donnée par l'équation (7.7) ci-dessous en parallèle avec l'impédance équivalente de la partie droite Z_{droite} présentée à la Figure 5-3 du chapitre V et par l'équation 7.8, présentée ci-après. Les équations de ces deux impédances se présentent comme suit:

$$Z_{hors-fer}(s) = \frac{R_1 R_2 C_g C_f s^2 + (R_1 C_g + R_1 C_f + R_2 C_f) s + 1}{R_2 C_g C_f s^2 + (C_g + C_f) s} \quad (7.7)$$

$$Z_{droite}(s) = \frac{E(s) - R_s I(s)}{I_d(s)} \quad (7.8)$$

$E(s)$ est la transformée de Laplace de la tension de la source appliquée $E(t)$; $I(s)$ est la transformée de Laplace du courant total mesuré $I(t)$; R_s est la résistance de mesure et $I_d(s)$ est la transformée de Laplace du courant $i_d(t)$ présenté au chapitre V.

En pratique, la résistance R_2 est beaucoup plus grande que R_1 . L'impédance Laplacienne de la partie hors-fer peut alors s'écrire

$$Z_{hors-fer}(s) = \frac{sR_l C_g + 1}{sC_g}$$

Si on néglige l'influence de la résistance de mesure R_s , le courant associé aux parties hors-fer pour l'essai RT devient alors simplement :

$$i_g(t) = \alpha C_g \left(1 - e^{-t/\tau}\right)$$

où la constante de temps correspond au produit $R_l C_g$. L'équation ci-dessus est de même forme que l'équation (5.24).

Dans le cas général, l'impédance Z équivalente sera égale à :

$$Z(s) = \frac{Z_{droite}(s) Z_{hors-fer}(s)}{Z_{droite}(s) + Z_{hors-fer}(s)} \quad (7.9)$$

Dans le cas d'un essai RT , $E(t)$ est sous forme d'une rampe de tension qui est égale à αt , avec α est la pente de la rampe de tension. Donc dans le domaine de Laplace $E(s) = \alpha/s^2$. Ainsi, le courant traversant la barre statorique prend la forme :

$$i_{RT}(t) = L^{-1} \left(\frac{\alpha}{s^2 (Z(s) + R_s)} \right) \quad (7.10)$$

avec $Z_{droite}(s)$ de l'équation (7.9) de l'impédance $Z(s)$ étant égale à:

$$Z_{droite}(s) = \frac{\left(\frac{\alpha}{s^2}\right) - R_s I_{RT}(s)}{I_d(s)}$$

avec $I_{RT}(s)$ est la transformée de Laplace du courant total mesuré $i_{RT}(t)$ lors d'un essai RT .

Dans le cas d'un essai PDT , $E(t)$ est un échelon de tension qui est égal à U_0 . Dans le domaine de Laplace, l'échelon de tension U_0 prend la forme U_0/s . Le courant total traversant la barre statorique prend la forme suivante :

$$i_{PDT}(t) = L^{-1} \left(\frac{U_0}{s(Z(s) + R_s)} \right) \quad (7.11)$$

avec $Z_{droite}(s)$ de l'équation (7.9) de l'impédance $Z(s)$ étant égale à:

$$Z_{droite}(s) = \frac{\left(\frac{U_0}{s} \right) - R_s I_{PDT}(s)}{I_d(s)}$$

avec $I_{PDT}(s)$ est la transformée de Laplace du courant total mesuré $i_{PDT}(t)$ lors d'un essai RT .

Un exemple est présenté à la Figure 7-9 ci-dessous utilisant un modèle linéaire non distribué pour la modélisation d'un essai RT incluant l'effet des développantes réalisé sur la barre T3, présentée au Tableau 7-6 de la section 7.7. Pour cette barre l'isolation de masse est à base d'époxy-mica (General Electric) et le revêtement anti-effluves, au niveau des développantes, est à base d'un ruban en carbure de silicium (SiC). L'équation utilisée pour cette modélisation est l'équation (7.10).

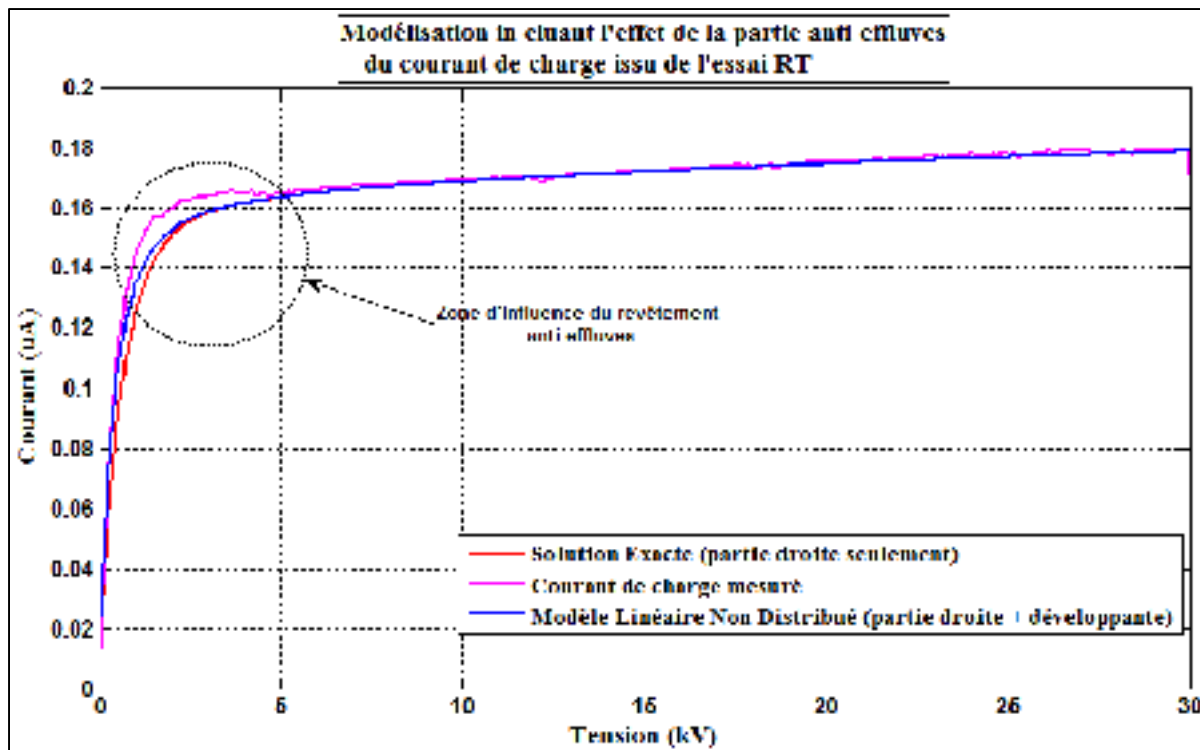


Figure 7-9 Modélisation incluant l'effet des développantes d'un essai RT utilisant le modèle linéaire non distribué donné par l'équation (7.10)

La Figure 7-9 est un bon exemple pour observer l'effet de la partie anti-effluves sur la réponse diélectrique lors d'un essai *RT*. Comme on peut l'observer sur cette figure, cet effet affecte la réponse diélectrique du système d'isolation de la barre T3 dans la zone allant jusqu'à 5 kV et se manifeste, dans cette même zone, par une forme plus arrondie de la courbe de la modélisation du courant de charge utilisant le modèle linéaire non distribué comparée à celle de la modélisation linéaire (solution exacte). On remarque que, dans la zone allant jusqu'à 5 kV, la courbe représentant le modèle linéaire non distribué donné par l'équation (7.10) ne reproduise pas complètement l'effet de la partie anti-effluves. Ceci est souvent le cas puisque la contribution du revêtement anti-effluves à base de SiC à la réponse diélectrique d'un système d'isolation statique est non-linéaire. Au-delà de 5 kV, l'effet de la partie anti-effluve est faible et la réponse diélectrique de la partie droite de la barre domine celle du système

d'isolation de celle-ci. Le Tableau 7-1, suivant, présente les résultats de la modélisation de l'essai RT utilisant le modèle linéaire non distribué donné par l'équation (7.10):

Tableau 7-1 Valeurs des paramètres inconnus de la partie anti-effluves solutionnant l'équation (7.10)

Essai	Barre	$R_1 (G\Omega)$	$C_g (pF)$	$R_2 (T\Omega)$	$C_f (pF)$
RT	T3	240	54	322	54

7.4.2 Modèle linéaire distribué

En réalité, les composants formant un circuit électrique possèdent des caractéristiques non idéales et souvent sont plutôt des éléments distribués qui peuvent être représentés par une approximation du premier ordre dans un circuit électrique. Par exemple, pour représenter un courant de fuite dans un condensateur, une résistance en parallèle avec le condensateur est souvent utilisée, bien que ce courant de fuite, en réalité, soit distribué le long du diélectrique. Donc, de telles approximations peuvent ne pas reproduire le comportement réel d'un élément et par voie de conséquence mènent à des imprécisions dans la modélisation.

Le modèle linéaire non distribué, présenté au paragraphe précédent, dépend jusqu'à certain degré de la précision recherchée pour la détermination des éléments caractérisant la partie hors-fer. À l'inverse, dans un modèle distribué, on suppose que les attributs, en l'occurrence les résistances, R_1 et R_2 , et les capacités, C_g et C_f , se répartissent continuellement le long du revêtement anti-effluves et du système d'isolation à base d'époxy. Ce modèle, peut avoir plusieurs circuits RC reliés ensemble l'un à l'autre formant un réseau de circuit RC sous forme de résistances en série et de condensateurs en parallèles, comme il est illustré à la Figure 7-10. Le circuit équivalent est un ensemble de circuits infinitésimalement petits sous formes de branches (boucles) qui à chaque nœud (point reliant deux branches) voit un courant différent.

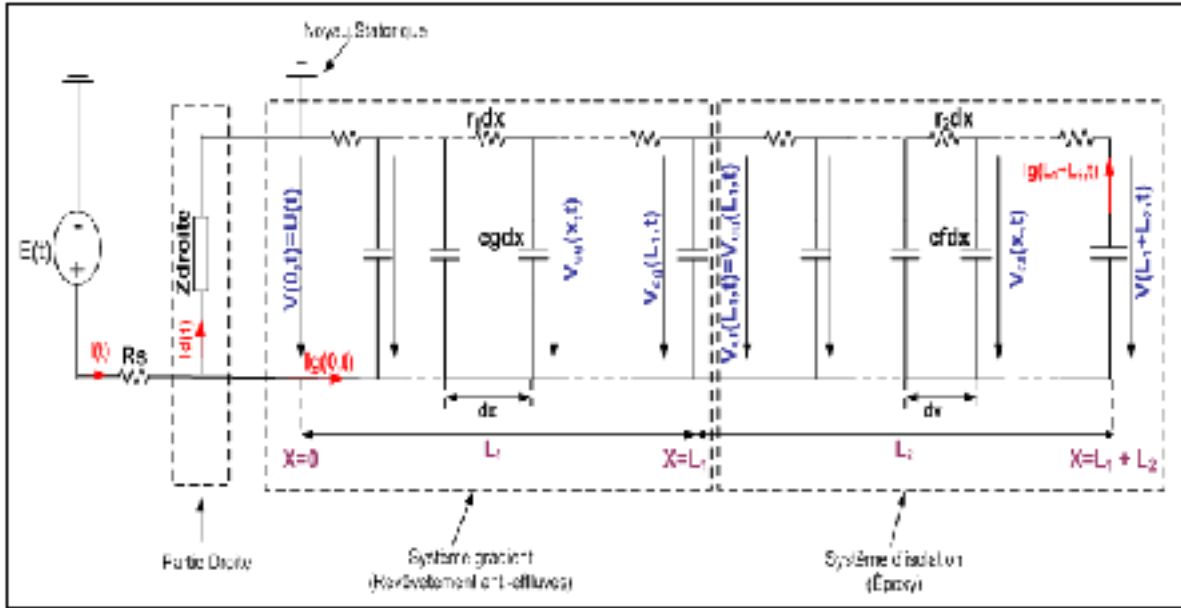


Figure 7-10 Schéma équivalent d'un revêtement anti-effluves dans le cas d'un modèle distribué avec r_1 , c_g , r_2 et c_f sont indépendants de la tension appliquée et sont des paramètres par unité de longueur. L_1 and L_2 sont des longueurs du revêtement anti-effluves et du système d'isolation à base d'époxy respectivement, exprimées en mètre

À la Figure 7-10, $V(x,t)$ est égale à la différence de potentiel entre la tension sur le cuivre, $U(t)$, et le potentiel (par rapport au sol) à la surface de la barre, $V_s(x,t)$. On peut donc écrire

$$V(x,t) = U(t) - V_s(x,t)$$

À partir de la Figure 7-10, on peut écrire les équations suivantes :

$$\begin{cases} I_g(x,t) = -\frac{1}{r_1} \frac{\partial}{\partial x} V(x,t) \\ \frac{\partial}{\partial x} I_g(x,t) = -c_g \frac{\partial}{\partial t} V(x,t) \end{cases} \quad \text{pour } 0 \leq x \leq L_1$$

$$\begin{cases} I_g(x,t) = -\frac{1}{r_2} \frac{\partial}{\partial x} V(x,t) \\ \frac{\partial}{\partial x} I_g(x,t) = -c_f \frac{\partial}{\partial t} V(x,t) \end{cases} \quad \text{pour } L_1 \leq x \leq L_1 + L_2$$

Les équations des deux résistances r_1 et r_2 et des deux condensateurs c_g et c_f sont définies comme suit :

$$r_1 = \frac{R_1}{L_1}; \quad r_2 = \frac{R_2}{L_2}; \quad c_g = \frac{C_g}{L_1}; \quad c_f = \frac{C_f}{L_2}$$

R_1 et R_2 sont des résistances telles que présentées dans la section précédentes (Modèle linéaire non distribué) en ohm (Ω). Idem pour les deux capacités C_g et C_f exprimées en Farad. Après un développement mathématique des équations ci-dessous, nous aboutissons à l'équation suivante (appelée aussi l'équation de diffusion) :

$$\begin{cases} \frac{\partial^2}{\partial x^2} V(x, t) = r_1 c_g \frac{\partial}{\partial t} V(x, t) & \text{pour } 0 \leq x \leq L_1 \\ \frac{\partial^2}{\partial x^2} V(x, t) = r_2 c_f \frac{\partial}{\partial t} V(x, t) & \text{pour } L_1 \leq x \leq L_1 + L_2 \end{cases} \quad (7.12)$$

Une solution du système d'équation (7.12) est donnée dans l'article [10] pour une tension appliquée en régime alternatif. L'équation (7.12) dans le domaine de Laplace prend la forme suivante :

$$\begin{cases} \frac{\partial^2}{\partial x^2} V(x, s) - r_1 c_g s V(x, s) = 0 & \text{pour } 0 \leq x \leq L_1 \\ \frac{\partial^2}{\partial x^2} V(x, s) - r_2 c_f s V(x, s) = 0 & \text{pour } L_1 < x \leq L_1 + L_2 \end{cases} \quad (7.13)$$

La solution générale de l'équation (7.13) à différentes positions de x prend la forme suivante:

$$\begin{cases} V(x, s) = A_1 \sinh(x\beta_1) + A_2 \cosh(x\beta_1) & \text{pour } 0 \leq x \leq L_1 \\ V(x, s) = A_3 \sinh(x\beta_2) + A_4 \cosh(x\beta_2) & \text{pour } L_1 < x \leq L_1 + L_2 \end{cases} \quad (7.14)$$

avec

$$\beta_1 = \sqrt{s r_1 c_g} \quad \text{et} \quad \beta_2 = \sqrt{s r_2 c_f} .$$

Donc le courant sera égale à :

$$\begin{cases} I_g(x, s) = -\frac{\beta_1}{r_1} (A_1 \cosh(x\beta_1) + A_2 \sinh(x\beta_1)) & \text{pour } 0 \leq x \leq L_1 \\ I_g(x, s) = -\frac{\beta_2}{r_2} (A_3 \cosh(x\beta_2) + A_4 \sinh(x\beta_2)) & \text{pour } 0 \leq x \leq L_1 + L_2 \end{cases} \quad (7.15)$$

Posons L la longueur totale du début du système gradient ($x=0$) jusqu'à la fin du système d'isolation ou jusqu'au cuivre ($x=L_1+L_2$), $L=L_1+L_2$. Les paramètres A_1 , A_2 , A_3 et A_4 sont déterminés à partir des conditions aux limites suivantes :

1. à $x=0$: de la Figure 7-10, présentée ci-dessus, on peut écrire, dans le domaine de Laplace, les équations suivantes :

$$\begin{cases} I(s) = I_d(s) + I_g(0, s) \\ I(s) = \frac{E(s) - V(0, s)}{R_s} \Rightarrow V(0, s) = \frac{\left(\frac{Z_{\text{droite}}}{R_s} \right) E(s) - Z_{\text{droite}} I_g(0, s)}{1 + \frac{Z_{\text{droite}}}{R_s}} \\ V(0, s) = Z_{\text{droite}} I_d(s) \end{cases}$$

En négligeant le chiffre 1 devant le terme $Z_{\text{droite}}(s)/R_s$, on peut écrire dans le domaine de Laplace ce qui suit :

$$\begin{cases} V(0, s) = E(s) - R_s I_g(0, s) \\ V(0, s) = A_2 \Rightarrow A_1 = \frac{r_1}{R_s \beta_1} (A_2 - E(s)) \\ I_g(0, s) = -\frac{\beta_1}{r_1} A_1 \end{cases} \quad (7.16)$$

Cette approximation est équivalente à négliger la chute de tension dans la résistance de mesure R_s due au courant $I_d(t)$.

2. à $x=L_1$: en considérant la continuité de la tension et la continuité du courant à $x=L_1$, on peut écrire donc :

$$V(L_1, s) = \begin{cases} A_1 \sinh(L_1 \beta_1) + A_2 \cosh(L_1 \beta_1) \\ A_3 \sinh(L_1 \beta_2) + A_4 \cosh(L_1 \beta_2) \end{cases} \quad \text{à } x = L_1$$

$$I_g(L_1, s) = \begin{cases} \frac{-\beta_1}{r_1} (A_1 \cosh(L_1 \beta_1) + A_2 \sinh(L_1 \beta_1)) \\ \frac{-\beta_2}{r_2} (A_3 \cosh(L_1 \beta_2) + A_4 \sinh(L_1 \beta_2)) \end{cases} \quad \text{à } x = L_1$$

Tirant les équations des deux paramètres A_2 et A_3 à part, ceci nous donne:

$$A_2 = -\tanh(L_1 \beta_1) A_1 + \frac{\sinh(L_1 \beta_2)}{\cosh(L_1 \beta_1)} A_3 + \frac{\cosh(L_1 \beta_2)}{\cosh(L_1 \beta_1)} A_4 \quad (7.17)$$

$$A_3 = \left(\frac{\beta_1 r_2}{\beta_2 r_1} \right) \left[\left(\frac{\cosh(L_1 \beta_1)}{\cosh(L_1 \beta_2)} \right) A_1 + \left(\frac{\sinh(L_1 \beta_1)}{\cosh(L_1 \beta_2)} \right) A_2 \right] - \tanh(L_1 \beta_2) A_4 \quad (7.18)$$

3. à $x=L$ ($L=L_1+L_2$) :

$$\begin{cases} V(L, s) = A_3 \sinh(L \beta_2) + A_4 \cosh(L \beta_2) \\ V(L, s) = 0 \end{cases} \Rightarrow A_4 = -\tanh(L \beta_2) A_3 \quad (7.19)$$

Après la manipulation des équations (7.16) jusqu'à (7.19), Les équations des paramètres A_1 , A_2 , A_3 et A_4 prendront les formes suivantes:

$$A_1 = \left(\frac{a_1 \cosh(L_1 \beta_1) - a_2 \sinh(L_1 \beta_1)}{\left[\frac{R_s \beta_1}{r_1} a_2 - a_1 \right] \sinh(L_1 \beta_1) + \left[a_2 - \frac{R_s \beta_1}{r_1} a_1 \right] \cosh(L_1 \beta_1)} \right) E(s) \quad (7.20)$$

$$A_2 = \left(\frac{a_1 \sinh(L_1 \beta_1) - a_2 \cosh(L_1 \beta_1)}{\left[\frac{R_s \beta_1}{r_1} a_2 - a_1 \right] \sinh(L_1 \beta_1) + \left[a_2 - \frac{R_s \beta_1}{r_1} a_1 \right] \cosh(L_1 \beta_1)} \right) E(s) \quad (7.21)$$

$$A_3 = \left(\frac{\frac{\beta_1}{r_1} \left[(\cosh(L_1 \beta_1))^2 - (\sinh(L_1 \beta_1))^2 \right]}{\left[\frac{R_s \beta_1}{r_1} a_2 - a_1 \right] \sinh(L_1 \beta_1) + \left[a_2 - \frac{R_s \beta_1}{r_1} a_1 \right] \cosh(L_1 \beta_1)} \right) E(s) \quad (7.22)$$

$$A_4 = \left[\frac{\frac{\beta_1 \tanh(L\beta_2)}{r_1} \left[(\sinh(L_1\beta_1))^2 - (\cosh(L_1\beta_1))^2 \right]}{\left[\frac{R_s\beta_1}{r_1} a_2 - a_1 \right] \sinh(L_1\beta_1) + \left[a_2 - \frac{R_s\beta_1}{r_1} a_1 \right] \cosh(L_1\beta_1)} \right] E(s) \quad (7.23)$$

avec :

$$a_1 = \frac{\beta_2}{r_2} \left[\cosh(L_1\beta_2) - \tanh(L\beta_2) \sinh(L_1\beta_2) \right] \quad (7.24)$$

$$a_2 = \frac{\beta_1}{r_1} \left[\sinh(L_1\beta_2) - \tanh(L\beta_2) \cosh(L_1\beta_2) \right] \quad (7.25)$$

Finalement le courant total traversant la partie anti-effluves est lorsque $x=0$. Donc ce courant prend la forme suivante dans le domaine de Laplace :

$$\left\{ \begin{array}{l} I_{\text{gradient}}(0, s) = I_g(0, s) = \frac{-\beta_1}{r_1} A_1 \\ A_1 = \left(\frac{a_1 \cosh(L_1\beta_1) - a_2 \sinh(L_1\beta_1)}{\left[\frac{R_s\beta_1}{r_1} a_2 - a_1 \right] \sinh(L_1\beta_1) + \left[a_2 - \frac{R_s\beta_1}{r_1} a_1 \right] \cosh(L_1\beta_1)} \right) E(s) \end{array} \right.$$

$$I_{\text{gradient}}(0, s) = \left(\frac{-\beta_1}{r_1} \right) \left(\frac{a_1 \cosh(L_1\beta_1) - a_2 \sinh(L_1\beta_1)}{\left[\frac{R_s\beta_1}{r_1} a_2 - a_1 \right] \sinh(L_1\beta_1) + \left[a_2 - \frac{R_s\beta_1}{r_1} a_1 \right] \cosh(L_1\beta_1)} \right) E(s) \quad (7.26)$$

Les deux équations suivantes représentent l'équation du courant total traversant la barre respectivement lors d'un essai *PDT* et lors d'un essai *RT*. Pour les équations du courant représentant la partie droite $I_d(t)$ sont égales aux équations (5.21) et (5.51) lors des essais *RT* et *PDT* respectivement :

$$i_{PDT}(t) = L^{-1} \left(\left[\frac{U_0 \left(\frac{1}{R_L} + sC_\infty + Bs^n \right)}{s \left(1 + \frac{R_s}{R_L} + sR_s C_\infty + BR_s s^n \right)} \right] + I_{gradient}(0, s) \right) \text{ avec } E(s) = \frac{U_0}{s} \quad (7.27)$$

$$i_{RT}(t) = L^{-1} \left(\left[\frac{\alpha \left(\frac{1}{R_L} + sC_\infty + Bs^n \right)}{s^2 \left(1 + \frac{R_s}{R_L} + sR_s C_\infty + BR_s s^n \right)} \right] + I_{gradient}(0, s) \right) \text{ avec } E(s) = \frac{\alpha}{s^2} \quad (7.28)$$

Une solution numérique de l'équation (7.13), présentée ci-dessus, est possible en utilisant le solveur numérique *pdepde* de Matlab. Ce solveur sera utilisé et sera présenté dans la section 7.6 représentant le modèle non linéaire distribué. Dans l'exemple qui va suivre, une solution numérique de l'équation (7.13) est présentée après la modélisation du courant de charge suite à un essai *RT* réalisé sur la barre T3. Pour cette solution les conditions aux limites suivantes ont été appliquées :

$$\begin{cases} V(0, t) = E(t) - R_s I_g(0, t) & \text{à } x = 0 \\ V(L, t) = 0 & \text{à } x = L = L_1 + L_2 \end{cases}$$

La condition initiale est zéro par tout lorsque $t=0$ ($V(x, 0)=0$). L'équation (7.13) a été implémentée dans le Solveur *PDE* dans Matlab, avec un maillage spatial de 500 points pour la partie représentant seulement le revêtement anti-effluves et de 100 points pour la partie représentant le système d'isolation à base d'époxy. Cette solution est comparée à la solution analytique présentée par les équations (7.26) et (7.28) comme il est montré sur la Figure 7-11, présentée ci-après.

La modélisation de la même mesure (essai *RT* réalisé sur la barre T3) présentée au paragraphe précédent (modèle linéaire non distribué) est reprise ici à la Figure 7-11 utilisant, dans ce cas, le modèle linéaire distribué présenté par l'équation (7.28). Pour cette modélisation, les paramètres inconnus propre à la partie droite de la barre T3 à savoir R_L , K_I et n et par voie de

conséquence le courant $I_d(t)$ sont premièrement déterminés à partir de l'équation (5.21) dans les mêmes conditions présentées au chapitre V. Par la suite, les paramètres inconnus propres aux développantes à savoir r_1 , r_2 , c_g et c_f sont déterminés par tâtonnement, en calculant numériquement la transformée de Laplace inverse de l'équation (7.26), jusqu'à l'obtention du meilleur ajustement entre le courant présenté par l'équation (7.28) et le courant total mesuré. La transformée de Laplace inverse de l'équation (7.26) est réalisé par le billet d'un calcul numérique écrite en code MATLAB.

Comme il est montré sur la Figure 7-11, la courbe représentant la solution analytique donnée par l'équation (7.28) se superpose bien avec celle représentant la solution numérique obtenue en utilisant le solveur *pdepe* de Matlab. Sur cette figure on voit une légère amélioration de la modélisation, à peine observable, comparée à la modélisation présentée à la Figure 7-9. Donc, le modèle linéaire distribué comparé au modèle linéaire non distribué améliore la modélisation lorsque la tension appliquée est inférieure à 5kV mais sans reproduire le comportement complet de la partie anti-effluves observé sur la courbe du courant de charge mesuré. Les mêmes remarques de l'exemple présenté au paragraphe précédent (modèle linéaire non distribué) sont valables pour cet exemple. Le Tableau 7-2, suivant, présente les valeurs de r_1 , r_2 , c_g et c_f donnant le meilleur ajustement entre le courant présenté par l'équation (7.28) et le courant total mesuré suite à un essai *RT*. On y remarque que la grandeur des deux paramètres c_g et c_f est assez faible puisque typiquement la grandeur de ces deux paramètres devrait être de l'ordre de 1 nF/m. Ceci augmente l'imprécision de ce modèle.

Tableau 7-2 Valeurs des paramètres inconnus de la partie anti-effluves solutionnant l'équation (7.28)

Essai	Barre	r_1 (G Ω /m)	c_g (pF/m)	r_2 (T Ω /m)	c_f (pF/m)
<i>RT</i>	T3	1250	25	1500	25

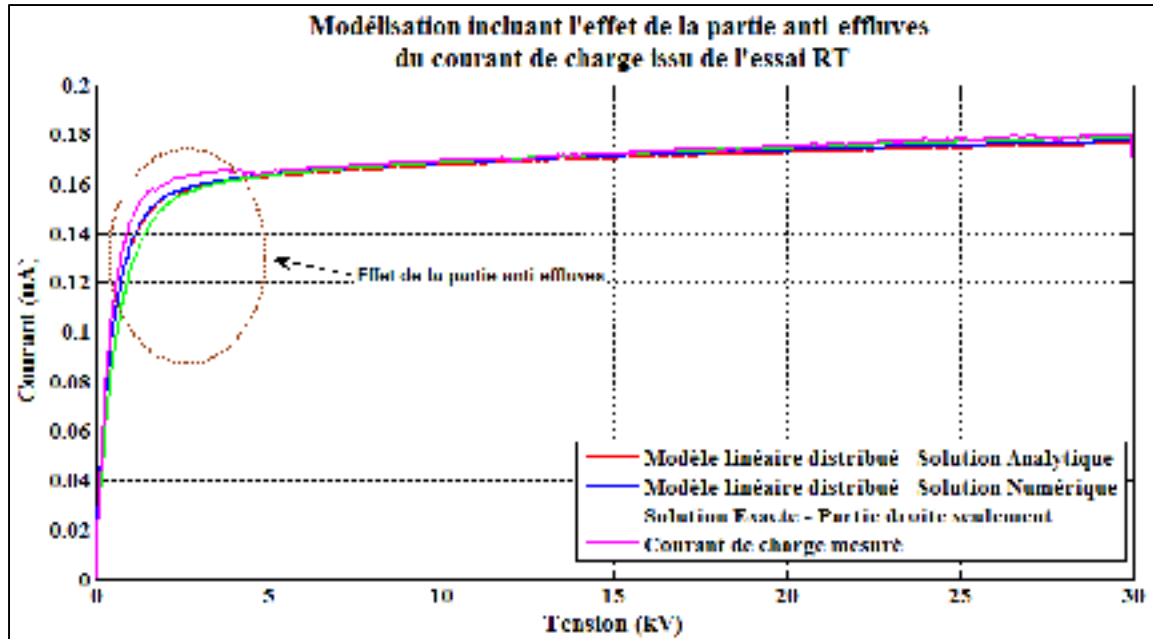


Figure 7-11 Modélisation incluant l'effet des développantes d'un essai RT utilisant le modèle linéaire distribué donné par l'équation (7.28) avec $L_1=L_2=0.215\text{m}$

7.4.3 Modèle non-linéaire non distribué

L'effet de la non-linéarité peut être reproduit en changeant la résistance fixe R_I de la Figure 7-7 par une résistance variable comme il est indiqué à la Figure 7-12. Cette dernière varie lorsque la tension appliquée varie selon l'équation suivante :

$$R_I = R_{I0} e^{-a|V_{R_I}(t)|^b} \quad (7.29)$$

où R_{I0} est la résistance du revêtement anti-effluves en absence de la tension appliquée $E(t)$; $V_{R_I}(t)$ est la tension appliquée aux bornes de la résistance R_I et a et b sont des paramètres propres au système gradient.

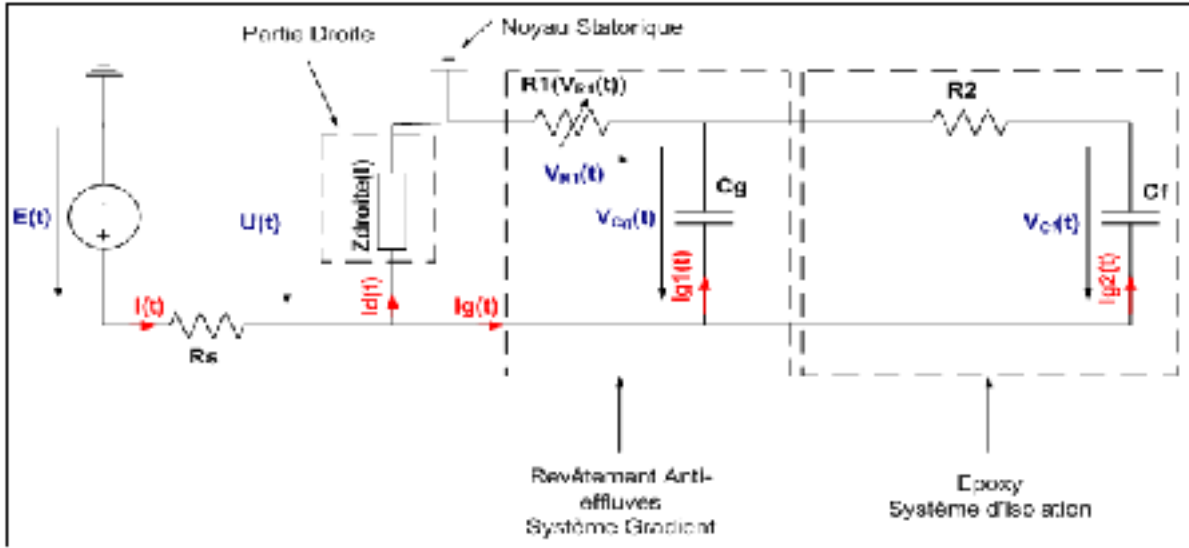


Figure 7-12 Schéma équivalent d'un revêtement anti-effluves avec R_1 variable et C_g fixe

La première étape est de déterminer la tension $V_{R1}(t)$ aux bornes de la résistance R_1 . À partir de la Figure 7-12 et en négligeant le chiffre 1 devant le terme $Z_{droite}(t)/R_s$, comme il a été fait à la section précédente 7.4.2, on peut écrire les équations différentielles suivantes :

$$C_g \frac{dV_{Cg}(t)}{dt} + C_f \frac{dV_{Cf}(t)}{dt} = \frac{E(t) - V_{Cg}(t)}{R_s + R_1} \quad (7.30)$$

$$C_f \frac{dV_{Cf}(t)}{dt} = \frac{V_{Cg}(t) - V_{Cf}(t)}{R_2} \quad (7.31)$$

À partir des deux équations (7.30) et (7.31) on peut écrire:

$$\frac{dV_{Cg}(t)}{dt} = \frac{E(t)}{C_g(R_s + R_1)} - \frac{(R_s + R_1 + R_2)}{C_g R_2 (R_s + R_1)} V_{Cg}(t) + \frac{V_{Cf}(t)}{C_g R_2} \quad (7.32)$$

$$\frac{dV_{Cf}(t)}{dt} = \frac{V_{Cg}(t) - V_{Cf}(t)}{C_f R_2} \quad (7.33)$$

où $E(t)$ est la tension de la source appliquée tel qu'il est indiqué sur la Figure 7-12, $V_{Cg}(t)$ est la tension aux bornes du condensateur C_g , $V_{Cf}(t)$ est la tension aux bornes du condensateur C_f et R_1 est égale à l'équation suivante :

$$R_1 = R_{10} e^{\left(-a |E(t) - V_{Cg}(t)|^b \right)} \quad (7.34)$$

La première étape est de déterminer les deux tensions $V_{Cg}(t)$ et $V_{Cf}(t)$ en résolvant les équations différentielles (7.32) et (7.33). Une solution numérique est possible sous Matlab en utilisant le Solveur *ode45*. À cette effet et pour simplifier les calculs, on néglige la tension aux bornes de la résistance de mesure R_s puisque, comme on va le voir plus loin, la grandeur des deux résistances R_1 et R_2 est nettement supérieure à la grandeur de R_s . Par exemple, comme le montre le Tableau 7-3 présenté ci-dessous, R_{10} (240 G Ω) qui représente la plus grande valeur que R_1 (équation 7.34) peut prendre est nettement supérieure à R_s (2.5 G Ω). Conséquemment, la tension aux bornes de la résistance R_s est nettement inférieure à la tension aux bornes de R_1 ou R_2 . On suppose, donc que la tension aux bornes de la résistance R_1 est presque égale à :

$$V_{R_1}(t) \approx E(t) - V_{Cg}(t)$$

Dans le cas d'un essai rampe (*RT*), la tension appliquée $E(t) = \alpha t$ (α est la pente de la rampe). Pour un essai *PDT*, la tension appliquée $E(t) = U_0$. La condition initiale pour la résolution des deux équations (7.32) et (7.33) à $t=0$ est $V_{Cg}(0) = V_{Cf}(0) = 0$. Une fois les deux tensions $V_{Cg}(t)$ et $V_{Cf}(t)$ sont déterminées par le biais du solveur *ode45*, le courant traversant la partie anti-effluve peut être déterminé à partir de l'équation suivante :

$$I_g(t) = \frac{E(t) - V_{Cg}(t)}{R_s + R_1} \quad (7.35)$$

R_{10} est la résistance du revêtement anti-effluves en absence de la tension appliquée $E(t)$. Les paramètres R_{10} , a et b sont déterminés à partir des essais de laboratoires sur des échantillons du revêtement anti-effluves, généralement à base du carbure de silicium (SiC). Le courant total incluant l'effet non-linéaire de la développante sera égal à :

- 1) Dans le cas d'un essai *RT* (la tension $E(t)$ est sous forme d'une rampe de tension égale à αt).
Le courant traversant la partie droite $I_d(t)$ est le même courant donné par l'équation (5.21). Le courant traversant la partie anti-effluves prendra la forme suivante :

$$I_{gradient-RT}(t) = \frac{(\alpha t - V_{Cg}(t))}{R_s + R_{10} e^{\left(-a|\alpha t - V_{Cg}(t)|^b\right)}} \quad (7.36)$$

avec α (V/s) est la pente de la rampe de tension.

Le courant total traversant la barre statorique dans le cas d'un essai *RT* prend la forme :

$$i_{RT}(t) = L^{-1} \left\{ \frac{\alpha \left[\frac{1}{R_L} + sC_\infty + C_\infty (K_1 \Gamma(1-n)s^n) \right]}{s^2 \left[1 + \frac{R_s}{R_L} + R_s (sC_\infty + C_\infty (K_1 \Gamma(1-n)s^n)) \right]} \right\} + \left[\frac{(\alpha t - V_{C_g}(t))}{R_s + R_{i0} e^{\left(-a | \alpha t - V_{C_g}(t) |^b \right)}} \right] \quad (7.37)$$

- 2) Dans le cas d'un essai *PDT* (la tension $E(t)$ est sous forme d'un échelon de tension égale à U_0), le courant traversant la partit anti-effluves prend la forme suivante :

$$I_{gradient-PDT}(t) = \frac{(U_0 - V_{C_g}(t))}{R_s + R_{i0} e^{\left(-a | U_0 - V_{C_g}(t) |^b \right)}} \quad (7.38)$$

De même le courant total traversant la partie droite $I_d(t)$ (équation 5.51) et la partie anti-effluve (équation 7.38) dans le cas d'un essai *PDT* est égale à:

$$i_{PDT}(t) = L^{-1} \left\{ \frac{U_0 \left[\frac{1}{R_L} + sC_\infty + C_\infty (K_1 \Gamma(1-n)s^n) \right]}{s \left[1 + \frac{R_s}{R_L} + R_s (sC_\infty + C_\infty (K_1 \Gamma(1-n)s^n)) \right]} \right\} + \left[\frac{(U_0 - V_{C_g}(t))}{R_s + R_{i0} e^{\left(-a | U_0 - V_{C_g}(t) |^b \right)}} \right] \quad (7.39)$$

La même mesure présentée aux deux paragraphes précédents est reprise ici (Figure 7-13) mais en utilisant dans ce cas le modèle non-linéaire non distribué donné par l'équation (7.37). Ceci va nous permettre de faire une comparaison entre les trois modèles présentés jusque-là pour déceler la précision apportée par chaque modèle.

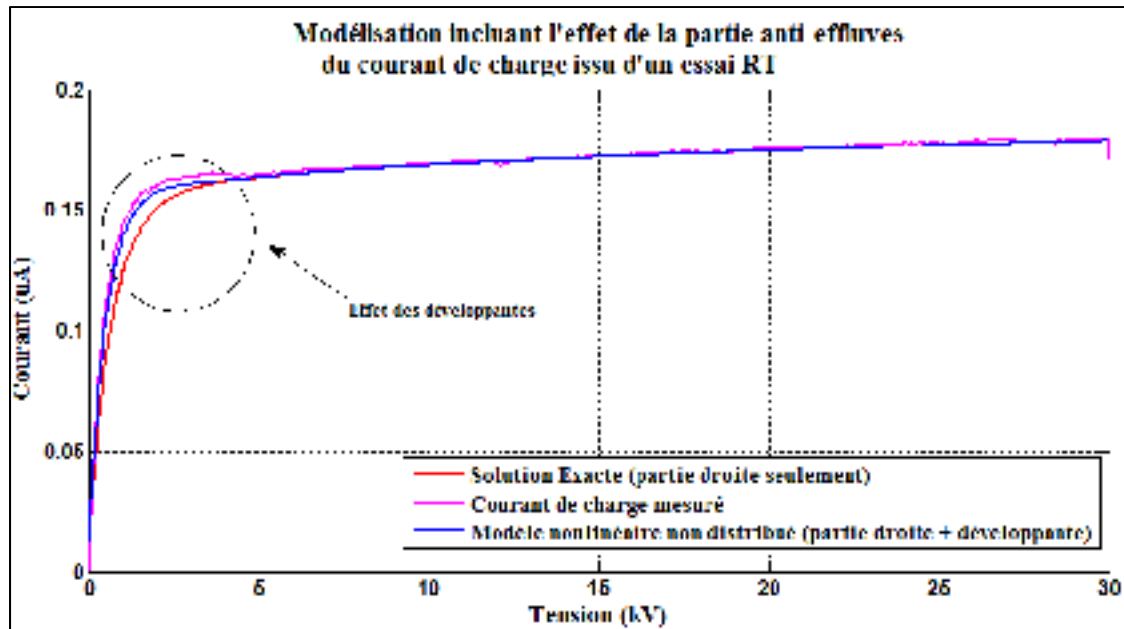


Figure 7-13 Modélisation incluant l'effet des développantes d'un essai RT utilisant le modèle non-linéaire non distribué donné par l'équation (7.37)

La courbe de la modélisation du courant de charge utilisant l'équation (7.37) donne un meilleur résultat comparé aux résultats obtenus par les deux précédents modèles (linéaire non distribué et distribué). Selon la Figure 7-13, le comportement non-linéaire de l'effet de la partie anti-effluves reproduit par le modèle non-linéaire non distribué se rapproche mieux de celui observé sur la courbe du courant mesuré dans la zone allant jusqu'à 5kV. Cela était prévisible puisque la contribution du revêtement anti-effluves basé sur le carbure de silicium (SiC) se manifeste par une courbure plus prononcée de la réponse diélectrique du système d'isolation dans cette même zone dans le cas d'un essai *RT*. Ce point sera expliqué plus loin dans ce chapitre. Les paramètres ajustables donnant le meilleur ajustement entre la mesure et le modèle non linéaire non distribué sont présentés au Tableau 7-3, utilisant l'équation (7.37). Tout de même on remarque une imprécision dans ce modèle puisque la grandeur des deux paramètres c_g et c_f est loin de la grandeur typique qui est normalement de d'ordre de 1 nF/m.

Tableau 7-3 Valeurs des paramètres inconnus de la partie anti-effluves utilisant le solveur ode45 pour solutionner l'équation (7.37)

Essai	Barre	R_{10} (G Ω)	a ((m/V) ^b)	b	C_g (pF)	R_2 (T Ω)	C_g (pF)
RT	T3	240	0.0145	0.50	54	330	54

Si on veut comparer la valeur de la résistance R_{10} présentée au Tableau 7-3 à celles du Tableau 7-5, présenté ci-dessous, en utilisant l'équation (7.42) présentée à la section 7.6 et en tenant compte de la longueur du revêtement anti-effluves sur la partie développante de la barre T3, $L_l=0.215\text{m}$, le périmètre $p=0.18\text{m}$ avec $l/L_b=2$, nous obtenons $R_{\text{plaque}}^{\text{equivalente}}$ d'environ 100G Ω . Cette différence est due principalement au fait que pour le matériau utilisé sur la partie développante de la barre T3, les valeurs des deux constantes a et b , présentées au Tableau 7-3 donnant le meilleur ajustement aux mesures, sont différentes que celles présentées au Tableau 7-5. Cette différence peut provenir notamment de la différence de la taille des grains de SiC [100], constituant le matériau anti-effluves utilisé pour cette barre versus les échantillons présentés au Tableau 7-3. Des grandeurs identiques ont été trouvées dans d'autres études [10, 81, 100].

7.4.4 Modèle non-linéaire distribué

La seule différence entre ce modèle et le modèle linéaire distribué est que la résistance par unité de longueur r_l formant la partie anti-effluves, est supposée varier avec la variation du champ électrique appliqué, comme il est montré à la Figure 7-14. L'équation caractérisant ces résistances est l'équation (7.43), présentée ci-dessous à la section 7.6. Pour ce modèle, les équations qui permettent de déterminer la distribution du potentiel le long du revêtement anti-effluves sont les équations (7.46) et (7.47) présentées ci-après au paragraphe 7.6. Il n'existe pas de solution analytique pour ces équations et conséquemment la méthode numérique s'impose. Comme on va le voir plus loin, le solveur PDE (*pdepe*) de Matlab a été utilisé pour déterminer la distribution du potentiel le long de la partie anti-effluves.

7.5 Caractérisation du revêtement anti-effluves des échantillons testés en laboratoire

Six échantillons, symbolisés *A*, *B*, *C*, *D*, *E* et *F*, contenant trois fois le même revêtement anti-effluve symbolisés 1, 2 et 3, ont été sélectionnés pour des mesures de laboratoire de la conductivité superficielle. Ces échantillons ont été fabriqués par l'usine d'Andritz à Lachine (Québec) qui a fermé ses portes en septembre 2014. La répétition du même revêtement sur chaque échantillon a pour objectif de s'assurer de la validité des résultats obtenus.

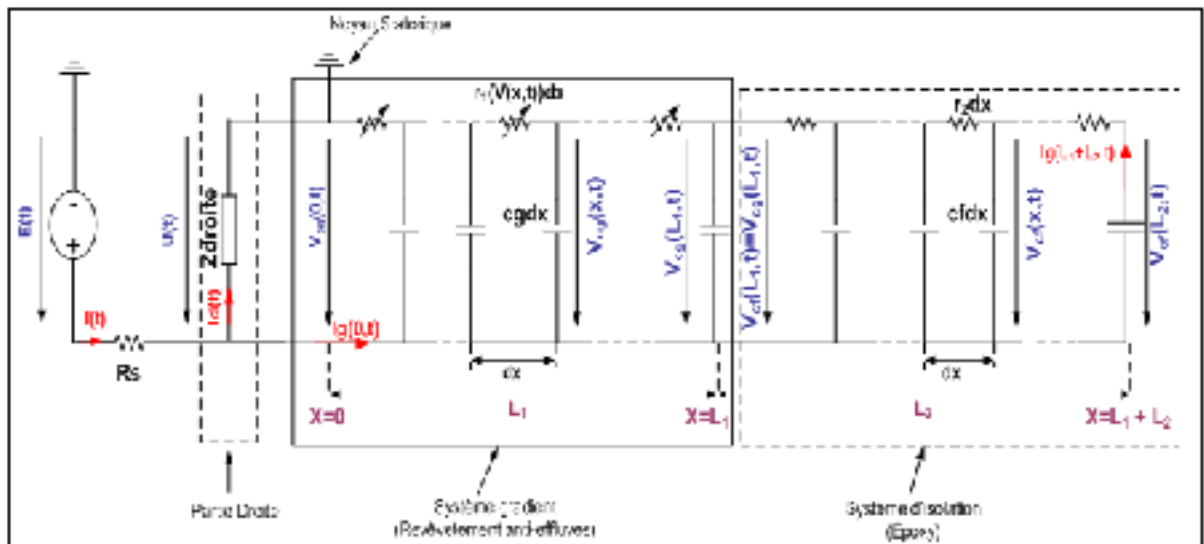


Figure 7-14 Schéma équivalent du revêtement anti-effluves en sortie d'encoche en utilisant un vernis anti-effluves dont la résistance superficielle est fonction de l'intensité du champ

Les mesures reprises ici sont également présentées dans le mémoire de Marc-Antoine Dufour [90]. Ces revêtements à analyser sont appliqués sur des plaquettes de matériau isolant tel qu'il est indiqué à la Figure 7-15. Le Tableau 7-4, présenté ci-dessous, énumère différents types de revêtement anti-effluve utilisant soit des rubans, soit une peinture ou encore une combinaison des deux. La disposition des revêtements sur chaque échantillon est de sorte que la longueur de chaque ruban est de 5 cm avec un espacement inter rubans de 2.5 cm. Ces mesures de laboratoire vont permettre de tirer une caractéristique importante qui est la caractéristique électrique qui relie le courant traversant le matériau anti-effluves à la tension appliquée ($I-V$)

à ses bornes. Lors de ces mesures, une tension continue de 0 à 10kV a été appliquée entre les deux électrodes. La tension est montée linéairement à une pente de 10kV/min. En même temps, le courant I est directement enregistré du début jusqu'à la fin des mesures via un électromètre Keithley 6517A selon un montage à deux électrodes actives (voir la Figure 2-1 du chapitre 2). Une résistance de 1 M Ω , placée en série avec l'échantillon testé, est utilisée pour protéger l'électromètre des forts courants. La caractéristique électrique $I-V$ a été donc enregistrée sur les variétés A , B , C , D , E et F des revêtements anti-effluve à la température ambiante du laboratoire. La Figure 7-17, présentée ci-dessous, met clairement en évidence un comportement électrique non-linéaire sous forme d'une exponentielle croissante et de ce fait lorsque le champ électrique augmente, la résistance du matériau va inversement nettement diminuer contrant ainsi l'augmentation du champ électrique et assurant une distribution quasi linéaire de celui-ci le long du ruban anti-effluves comme il est illustré à la Figure 7-3 présentée ci-dessus.



Figure 7-15 Photographie des plaquettes d'essai sur les peintures/rubans anti-effluves

Tableau 7-4 Présentations des échantillons sélectionnés pour cette étude

Échantillons	Caractéristique du revêtement	Tension d'essai (kV)
A	Ruban 1	0-10
B	Peinture 1	0-10
C	$A + B$	0-10
D	Ruban 2	0-10
E	Peinture 2	0-10
F	$D + E$	0-10

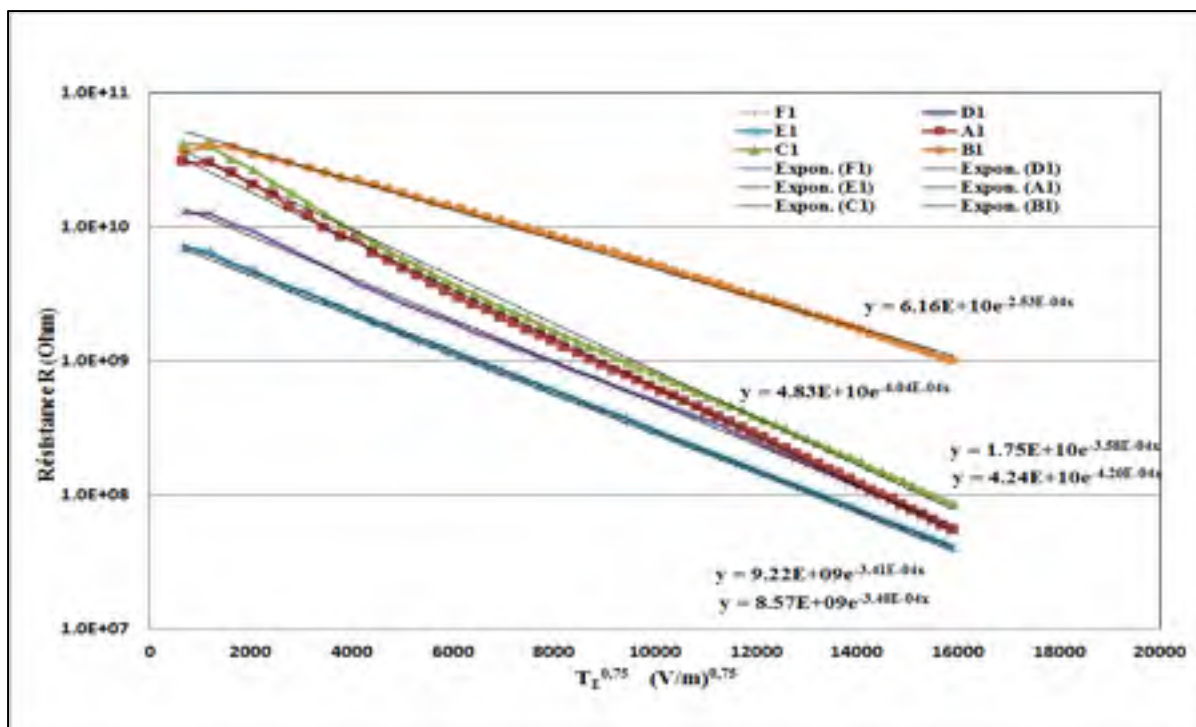


Figure 7-16 Courbe de la résistance en fonction du champ obtenu des mesures RT sur les six échantillons A, B, C, D, E et F (adapté de [90])

Le Tableau 7-5 présente les plages de variation des paramètres R_{10} , a et b de l'équation (7.4), présentée ci-dessus, selon les résultats présentés à la Figure 7-16. Il est à noter que les manufacturier de nos jours n'utilisent que rarement une peinture seule et vont plutôt privilégier l'utilisation de rubans.

Tableau 7-5 Plages de variation des paramètres de l'équation (7.4) tirées des mesures de laboratoire

Paramètres	Plage de variation
R_{10} (G Ω)	[8.60 à 62]
a (m/V) ^{3/4}	[0.00025 à 0.00042]
b	3/4

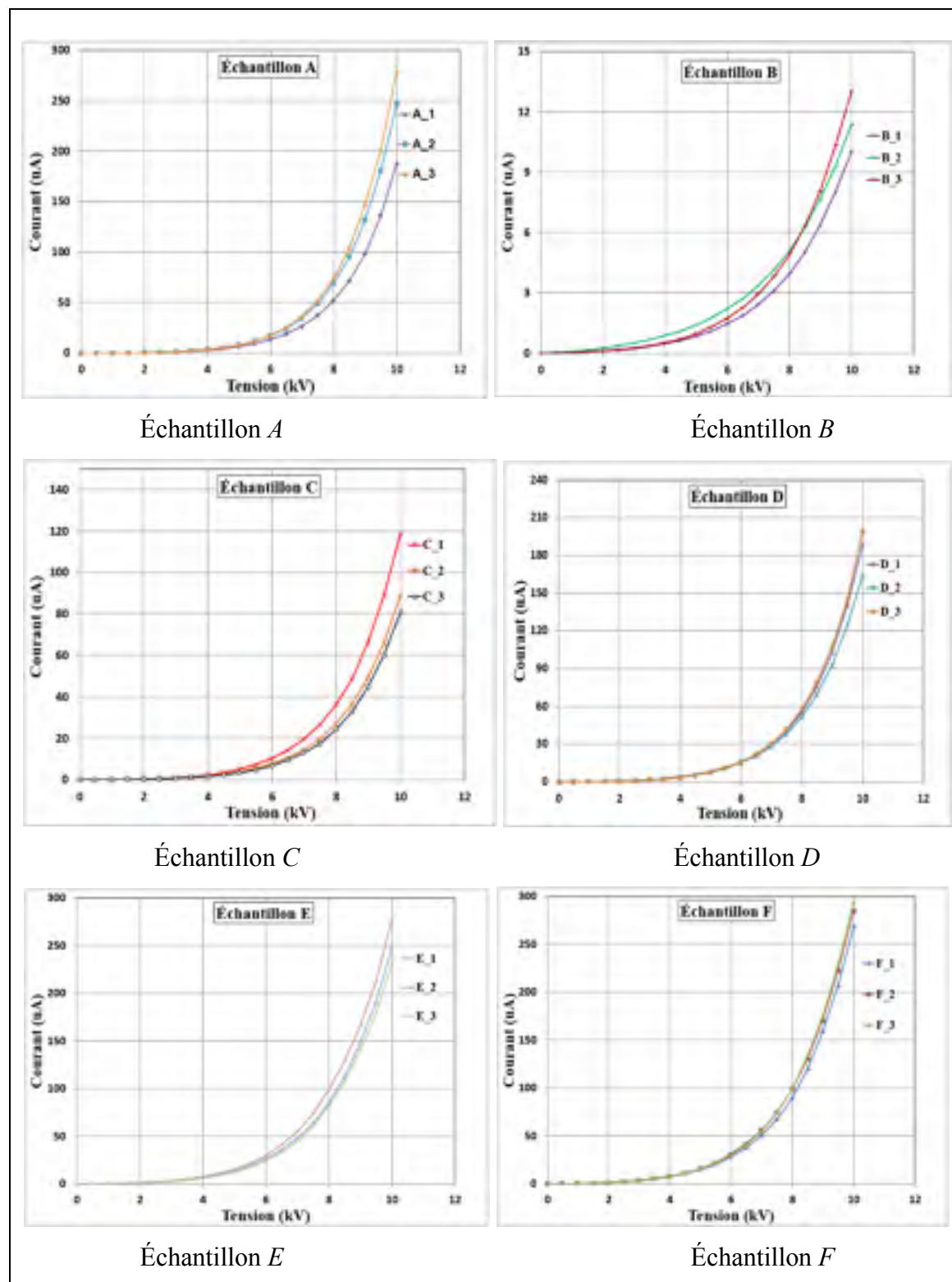


Figure 7-17 Courbes I-V pour les échantillons A, B, C, D, E et F (adapté de [90])

Si on compare les résultats des paramètres a et b présentés au Tableau 7-5 aux résultats de ces mêmes paramètres présentés dans [81], on remarque que lorsque l'exposant b augmente le degré de la non-linéarité a diminue et inversement. Les valeurs des paramètres présentés dans le Tableau 7-5, vont nous servir à déterminer la distribution de la tension le long du revêtement anti-effluve et par voie de conséquence à calculer le courant qui y traverse.

7.6 Modélisation du courant total incluant les développantes

Pour cette modélisation le courant total traversant la barre statorique est la somme du courant traversant la partie droite $I_d(t)$ et celui traversant la partie développante. Le courant $I_d(t)$ sera défini de la manière expliquée au début de la section 7.4.

L'approche la plus courante utilisée pour modéliser un revêtement anti-effluves implique l'utilisation d'un modèle distribué d'impédances [82]. En effet, le comportement du revêtement anti-effluves peut être représenté par celui de l'extrémité de lignes de transmission sous forme d'un enchainement de circuits R-C. Dans notre cas, le modèle numérique utilisé est basé sur une capacité parallèle fixe et une résistance qui varie avec la différence de tension à ses bornes, tel qu'il est montré à la Figure 7-14 présentée ci-dessus. Sur cette figure, r_1 représente la résistance superficielle apparente par unité de longueur du revêtement anti-effluve, c_g représente la capacité par unité de longueur entre l'extrémité du revêtement anti-effluve et le cuivre, r_2 représente la résistance superficielle apparente par unité de longueur du système d'isolation à base d'époxy, c_f est la capacité par unité de longueur entre le système d'isolation à base d'époxy et le cuivre (voir la Figure 7-6) et Z_{droite} est l'impédance équivalente de la partie droite de la barre ou de la bobine. Pour la caractérisation par des essais RT et PDT du revêtement anti-effluve des barres statoriques, la tension d'essai $E(t)$ est appliquée telle qu'il est indiqué sur la Figure 7-16 présentée ci-dessus au paragraphe 7.4.4.

Dans notre étude, on s'intéresse principalement à la caractérisation du comportement du revêtement anti-effluve appliqué sur les développantes des barres statoriques. À cet effet, il faut établir une relation qui relie les valeurs de résistances relevées sur des échantillons testés

en laboratoire (plaquettes) et les valeurs équivalentes sur des barres statoriques. Dans le cas d'une plaquette contenant un matériau anti-effluves, la résistance est exprimée selon l'équation suivante :

$$R_{\text{plaquette}} = \rho \frac{L_b}{s \times l} \quad (7.40)$$

où L_b est la longueur du revêtement sur l'échantillon, ρ représente la résistivité du matériau, s est l'épaisseur du revêtement et l représente la largeur du revêtement.

Pour ce même matériau, la valeur de sa résistance totale du revêtement anti-effluves sur une barre statorique se calcule comme suit :

$$R_{\text{barre}} = \rho \frac{L_1}{s \times p} \quad (7.41)$$

où L_1 est la longueur du revêtement sur la barre et p représente le périmètre de la barre.

À partir des deux équations (7.40) et (7.41), la résistance par unité de longueur du revêtement sur la barre prend la forme suivante :

$$r_{\text{barre}} = \frac{R_{\text{barre}}}{L_1} = \frac{R_{\text{plaquette}} \times l}{p \times L_b} \quad (7.42)$$

Il est à noter que pour les échantillons de laboratoire le rapport l/L_b est égal à 2. Finalement, l'équation (7.42) prend la forme suivante :

$$r_{\text{barre}} = r_1 = r_{10} \exp(-a |T_E|^b) \quad (7.43)$$

avec r_{10} est la résistance lorsque le champ T_E est nul par unité de longueur calculée pour un échantillon de laboratoire et convertie pour la géométrie d'une barre à l'aide de l'équation (7.43) et a et b sont des constantes.

Dans le cas le plus général, les équations de Maxwell doivent être résolues [86] pour pouvoir déterminer la répartition de la tension $V(x, t)$ le long du revêtement anti-effluve et par voie de

conséquence le courant qui le traverse, $I_g(0, t)$. La représentation physique du modèle du revêtement anti-effluve par des circuits RC est présentée à la Figure 7-6 ci-dessus. On remarque bien sur cette figure que le courant total qui traverse le revêtement anti-effluves est le courant $I_g(0, t)$, lorsque $x = 0$.

Les valeurs instantanées de la tension $V(x, t)$ et du courant $I_g(x, t)$ du circuit présenté à la Figure 7-14 sont décrites par les équations suivantes :

$$\left\{ \begin{array}{l} I_g(x, t) = -\frac{e^{\left(a \left| \frac{\partial V(x, t)}{\partial x} \right|^b\right)}}{r_{10}} \frac{\partial}{\partial x} V(x, t) \text{ pour } 0 \leq x \leq L_1 \\ \frac{\partial}{\partial x} I_g(x, t) = -c_g \frac{\partial}{\partial t} V(x, t) \end{array} \right. \quad (7.44)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} I_g(x, t) = -\frac{1}{r_2} \frac{\partial}{\partial x} V(x, t) \\ \frac{\partial}{\partial x} I_g(x, t) = -c_f \frac{\partial}{\partial t} V(x, t) \end{array} \right. \text{ pour } L_1 \leq x \leq L_1 + L_2 \quad (7.45)$$

Après développement mathématique des équations (7.44) et (7.45), nous obtenons les équations suivantes :

$$c_g \frac{\partial V(x, t)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\frac{1}{r_{10}} \frac{\partial V(x, t)}{\partial x} e^{\left(a \left| \frac{\partial V(x, t)}{\partial x} \right|^b\right)} \right] \text{ pour } 0 \leq x \leq L_1 \quad (7.46)$$

$$c_f \frac{\partial V(x, t)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\frac{1}{r_2} \frac{\partial V(x, t)}{\partial x} \right] \text{ pour } L_1 \leq x \leq L_1 + L_2 \quad (7.47)$$

Une solution analytique des équations (7.46) et (7.47), pour déterminer le potentiel $V(x, t)$ le long du revêtement anti-effluve en tenant compte de la variation de la résistance superficielle avec la tension appliquée, n'est pas réalisable. Donc, pour solutionner ces équations on fait appel au calcul numérique. Cette solution doit nécessairement déterminer la tension $V(x, t)$, qui

est en fonction du temps t et de la position x , le long du circuit présenté à la Figure 7-14 (le long du revêtement anti-effluve et de l'isolation en époxy) de $x=0$ à $x=L$ avec $L=L_1+L_2$.

7.6.1 Conditions aux limites

Les conditions aux limites sont présentées par les équations suivantes :

1. à $x=0$, en néglige le chiffre 1 devant le terme Z_{droite}/R_s comme il a été fait au paragraphe 7.4.2, on peut écrire :

$$\begin{cases} V(0,t) = E(t) - R_s I_g(0,t) \\ I_g(0,t) = -\frac{1}{r_{10}} \frac{\partial V(0,t)}{\partial x} e^{\left(a \left| \frac{\partial V(0,t)}{\partial x} \right|^b\right)} \end{cases} \Rightarrow V(0,t) = E(t) + \left(\frac{R_s}{r_{10}} \frac{\partial V(0,t)}{\partial x} e^{\left(a \left| \frac{\partial V(0,t)}{\partial x} \right|^b\right)} \right)$$

2. à $x=L$

$$V(L,t) = 0$$

À noter que dans le cas d'un essai *PDT*, $E(t)$ est égale à U_0 (un échelon de tension) alors que dans le cas d'un essai *RT*, $E(t)$ est égale à αt avec α (V/s) est la pente et t est le temps en secondes.

Les équations (7.46) et (7.47) ont été implémentées dans le Solveur *PDE* dans Matlab, avec un maillage spatial de 500 points pour la partie représentant seulement le revêtement anti-effluves et de 100 points pour la partie représentant le système d'isolation à base d'époxy. Les conditions initiales ont été $V(x,0) = 0$ pour toute la plage des x .

Une fois les équations (7.46) et (7.47) sont numériquement résolues, l'application Matlab *pdeval* nous permet d'extraire les valeurs de la tension $V(x, t)$ et les valeurs des dérivées partielles $\partial V(x, t)/\partial x$ de la solution à différentes positions de x . À noter que le champ électrique appliqué $T_E(x, t)$ correspond à $\partial V(x, t)/\partial x$. Comme il est déjà mentionné un plus haut, le courant

total traversant la partie anti-effluves est lorsque $x=0$. Donc ce courant prend la forme suivante :

$$I_{gradient} = -\frac{\partial V(0,t)}{\partial x} \frac{1}{r_{i0}} \exp\left(a \left| \frac{\partial V(0,t)}{\partial x} \right|^b\right) \quad (7.48)$$

Le courant total $i(t)$ de la barre au complet incluant la contribution de la partie hors fer est défini par l'équation suivante :

1. Dans le cas d'un essai RT

Dans ce cas la tension appliquée $E(t)$ est sous forme d'une pente égale à at et le courant total traversant la barre statorique est la somme du courant $I_d(t)$ traversant la partie droite donné par l'équation (5.21) et le courant traversant le revêtement anti-effluves donné par l'équation (7.48). Donc l'équation du courant total prend la forme suivante:

$$i_{RT}(t) = L^{-1} \left\{ \frac{\alpha \left[\frac{1}{R_L} + sC_\infty + C_\infty (K_1 \Gamma(1-n)s^n) \right]}{s^2 \left[1 + \frac{R_s}{R_L} + R_s (sC_\infty + C_\infty (K_1 \Gamma(1-n)s^n)) \right]} \right\} + \left[\frac{\partial V(0,t)}{\partial x} \frac{1}{r_{i0}} \exp\left(a \left| \frac{\partial V(0,t)}{\partial x} \right|^b\right) \right] \quad (7.49)$$

2. Dans le cas d'un essai PDT

Le courant total est la somme du courant $I_d(t)$ traversant la partie droite donné par l'équation (5.51) et le courant traversant le revêtement anti-effluves donné par l'équation (7.48), lorsque la tension appliquée est égale à U_0 . Ce courant est donné par l'équation suivante :

$$i_{PDT}(t) = L^{-1} \left\{ \frac{U_0 \left[\frac{1}{R_L} + sC_\infty + C_\infty (K_1 \Gamma(1-n)s^n) \right]}{s \left[1 + \frac{R_s}{R_L} + R_s (sC_\infty + C_\infty (K_1 \Gamma(1-n)s^n)) \right]} \right\} + \left[\frac{\partial V(0,t)}{\partial x} \frac{1}{r_{i0}} \exp\left(a \left| \frac{\partial V(0,t)}{\partial x} \right|^b\right) \right] \quad (7.50)$$

7.7 Analyse des essais *PDT* et *RT* incluant les parties hors fer

Le Tableau 7-6, ci-dessous, donne la liste de trois barres statoriques sélectionnées pour l'analyse des mesures *RT* et *PDT* utilisant la méthode de modélisation développée dans le cadre de ce projet. Pour les essais *PDT* des tensions à différents niveaux ont été appliquées sur chaque barre, tels que présentés dans le Tableau 7-6. Alors que dans le cas des essais *RT*, la tension était augmentée à une pente de 1 kV/min jusqu'aux niveaux indiqués dans le même tableau. Ces échantillons sont des barres de réserve de différentes technologies tant au niveau de l'isolation de masse (partie droite) que de la technologie utilisée pour le système anti-effluves (développante). Afin de séparer la contribution de la partie droite de celle de la partie hors fer, des mesures *PDT* seulement ont été faites séparément sur les parties droites et les développantes des deux barres T1 et T2 dans le domaine temporel.

En ce qui concerne les mesures RT , ces mesures ont été effectuées seulement sur les barres complètes conjointement avec des mesures PDT ce qui correspond à la situation rencontrée lors d'une mesure sur machine.

Tableau 7-6 Liste des barres sélectionnées pour l'analyse des essais RT et PDT incluant les parties développantes

Barres	Isolation de la partie droite	Type de développante	Technologie	Longueur du revêtement anti-effluve L (m)	Type de tests	Niveau de tension (kV)
T1	Époxy (Micapal)	Peinture SiC	General Electric	0.135	PDT	1, 5, 10, 15, 20
					RT	0-25
T2	Epoxy-mica (Duritenax)	Ruban SiC	Alstom	0.265	PDT	1, 5, 10, 20
					RT	0-21
T3	Époxy-mica	Ruban SiC	General Electric	0.215	PDT	5
					RT	0-30

7.7.1 Analyse des mesures sur les barres complètes

Les Figures 7.18 au 7.20 illustrent, respectivement, les courbes de charge et de décharges à différents niveaux de tension issues des essais *PDT* sur les barres de réserve T1, T2 et T3. Ces mesures ont été réalisées à l'IREQ dans le cadre d'une collaboration avec l'ETS.

Les courbes du courant de charge en fonction de la tension appliquée issues des essais *RT* réalisés sur les barres T1, T2 et T3 sont illustrées respectivement aux Figures 7.21 au 7.23. Sur ces figures les courbes représentant le modèle non-linéaire sont obtenues en utilisant les valeurs des paramètres présentés au Tableau 7-7 présenté ci-dessous.

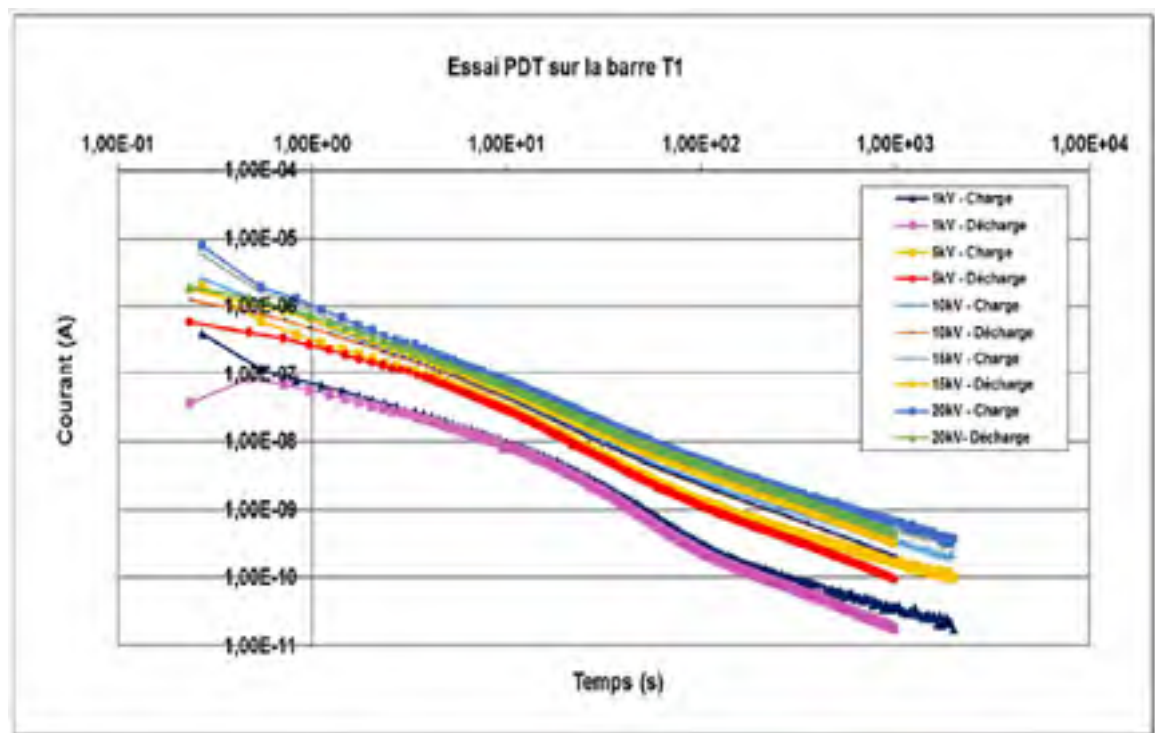


Figure 7-18 Résultats de l'essai PDT en laboratoire à cinq niveaux de tension (1kV, 5kV, 10kV, 15kV et 20kV) réalisé sur la barre T1 [91]

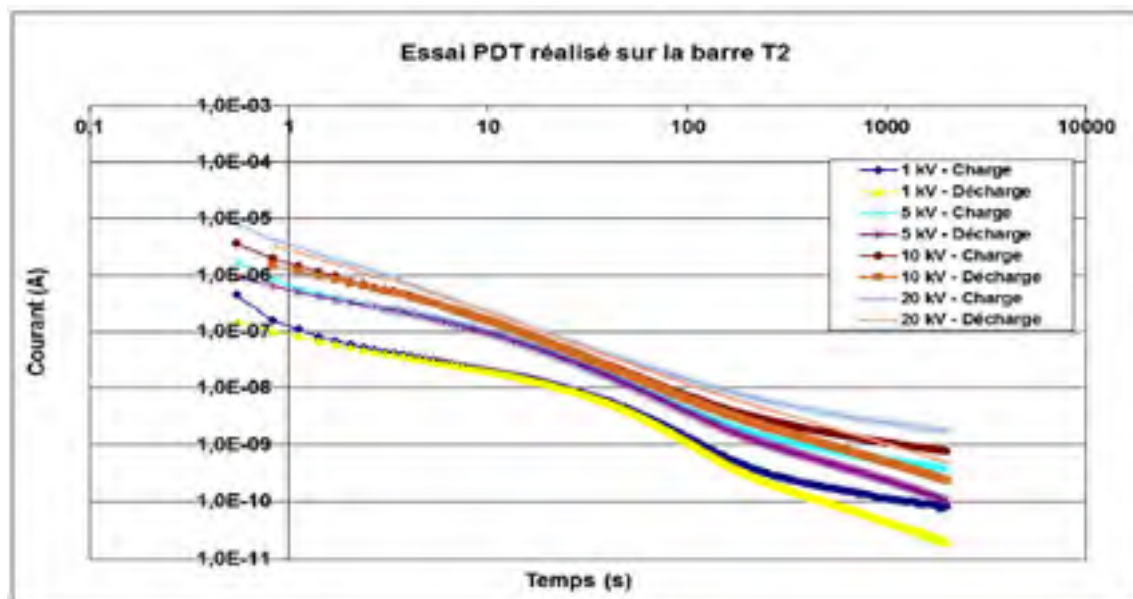


Figure 7-19 Résultats de l'essai PDT en laboratoire à quatre niveaux de tension (1kV, 5kV, 10kV et 20kV) réalisé sur la barre T2 [91]

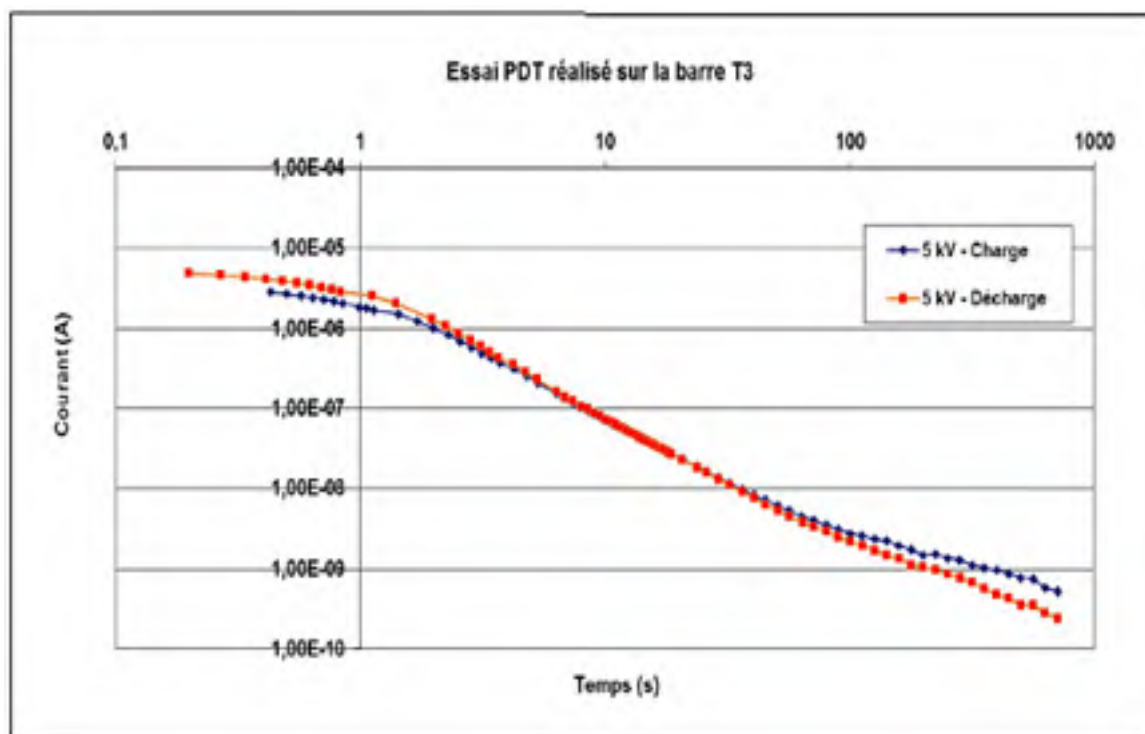


Figure 7-20 Résultats de l'essai PDT en laboratoire à un niveau de tension de 5kV réalisé sur la barre T3 [91]

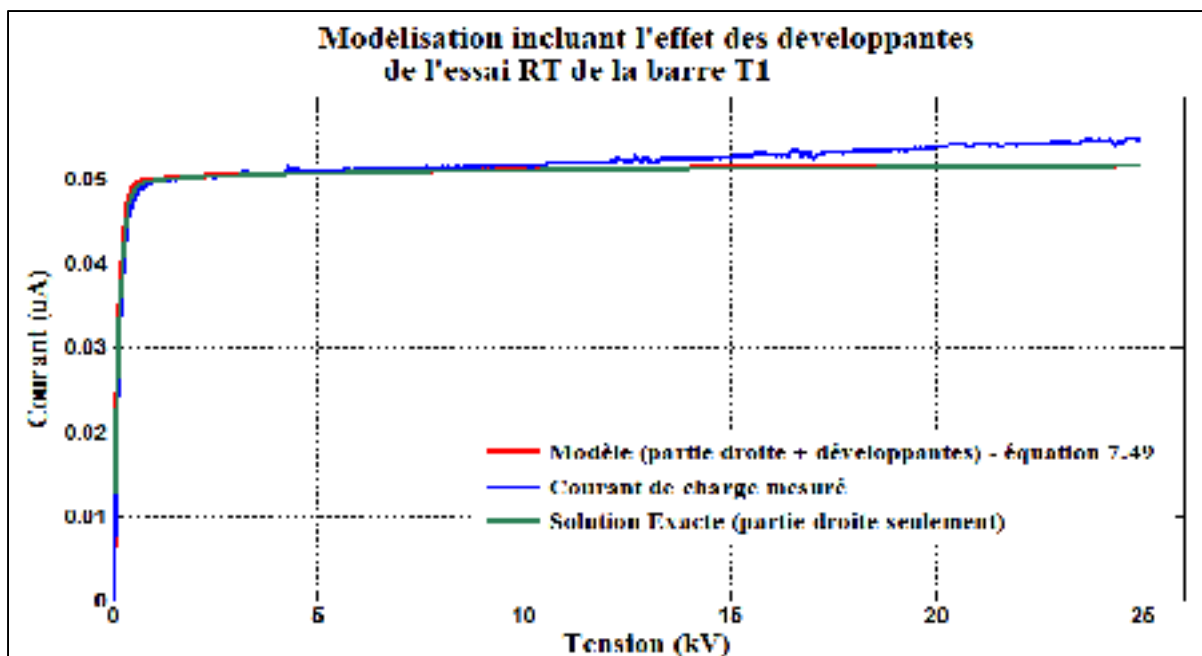


Figure 7-21 Résultats de l'essai RT en laboratoire à 25kV pendant 25 minutes
réalisé sur la barre T1

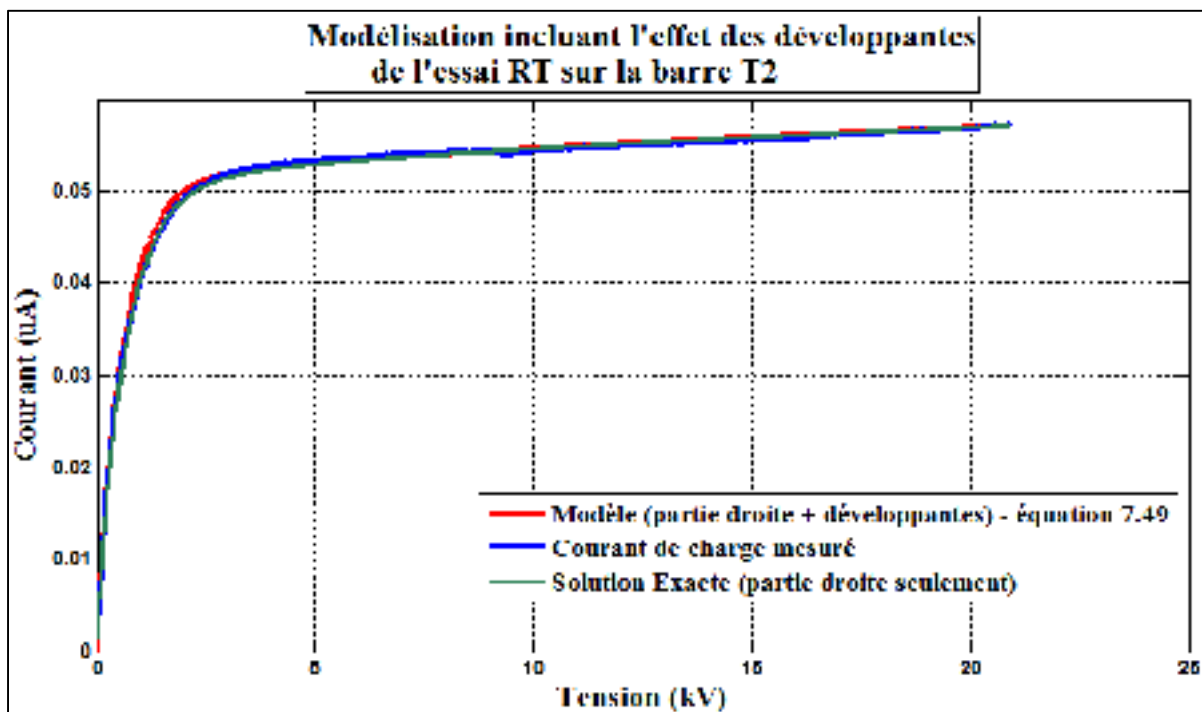


Figure 7-22 Résultats de l'essai RT en laboratoire à 22kV pendant 22 minutes
réalisé sur la barre T2

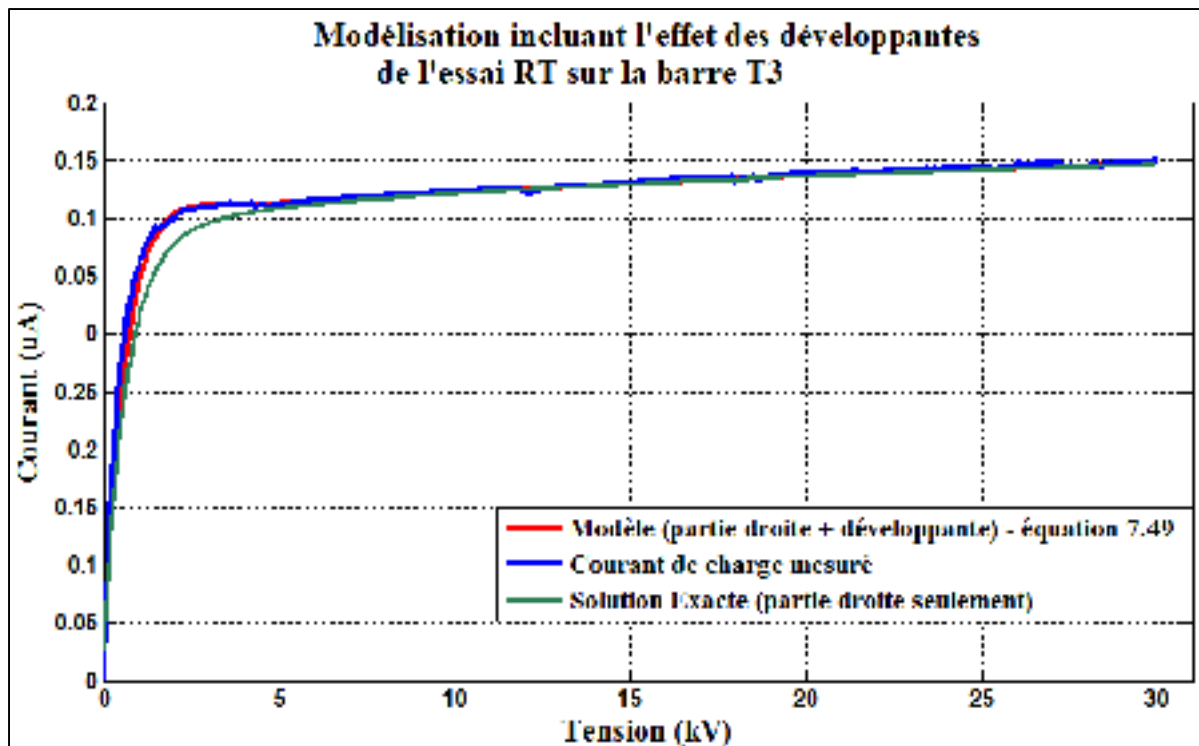
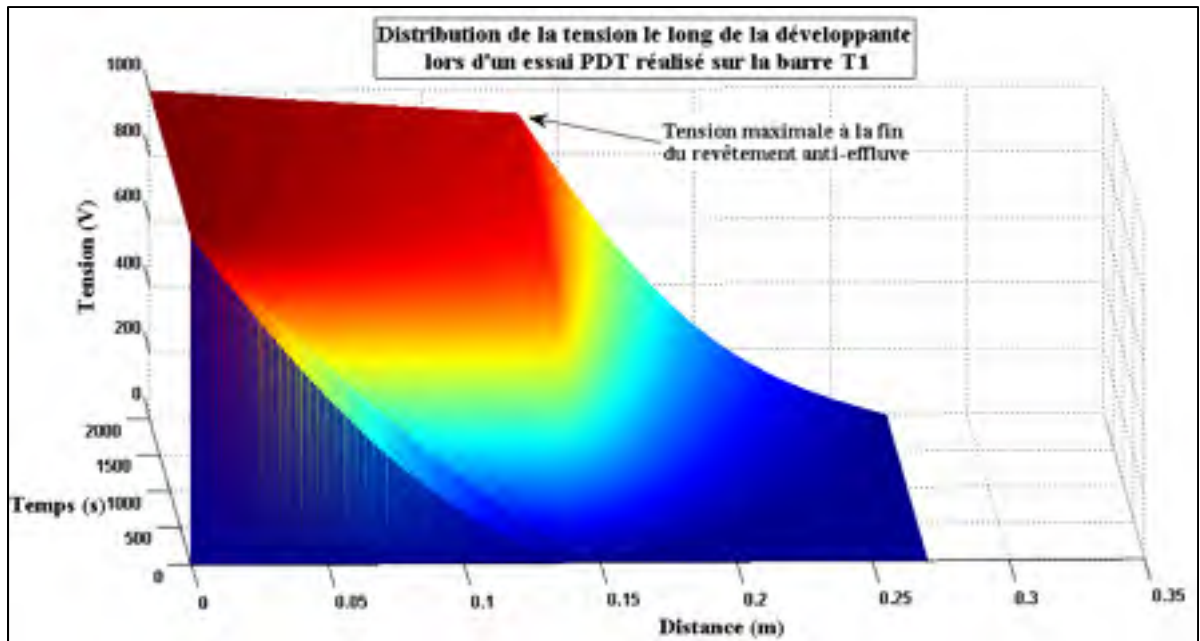
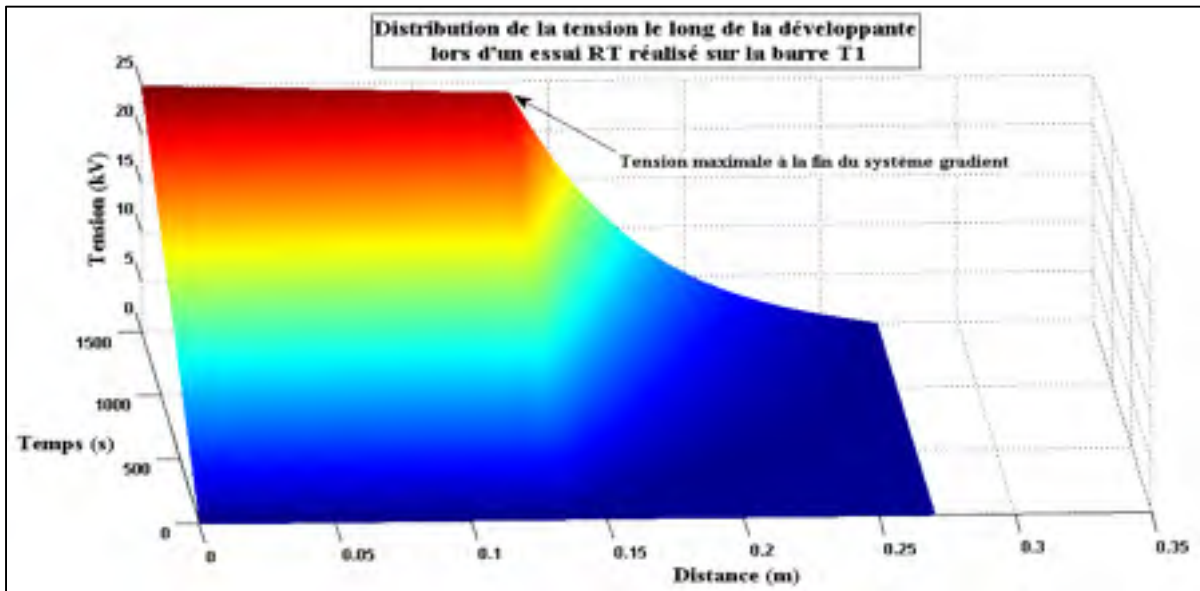


Figure 7-23 Résultats de l'essai RT en laboratoire à 30kV pendant 30 minutes réalisé sur la barre T3

Les Figures 7.24 aux 7.26, montrent dans un repère 3D la distribution de la différence de potentiel entre le cuivre et la surface de la partie hors-fer en fonction du temps t et de la position x pour chaque barre à la suite des essais *PDT* et *RT* respectivement. On remarque sur ces figures que le revêtement anti-effluves a tendance à se comporter comme un prolongement de l'électrode de masse sous une tension continue. Ceci est dû principalement à la grandeur de la résistance superficielle du revêtement anti-effluves r_1 (d'ordre 10^{12}) devant celle du système d'isolation à base d'époxy (r_2 est de l'ordre de 10^{15} et plus).

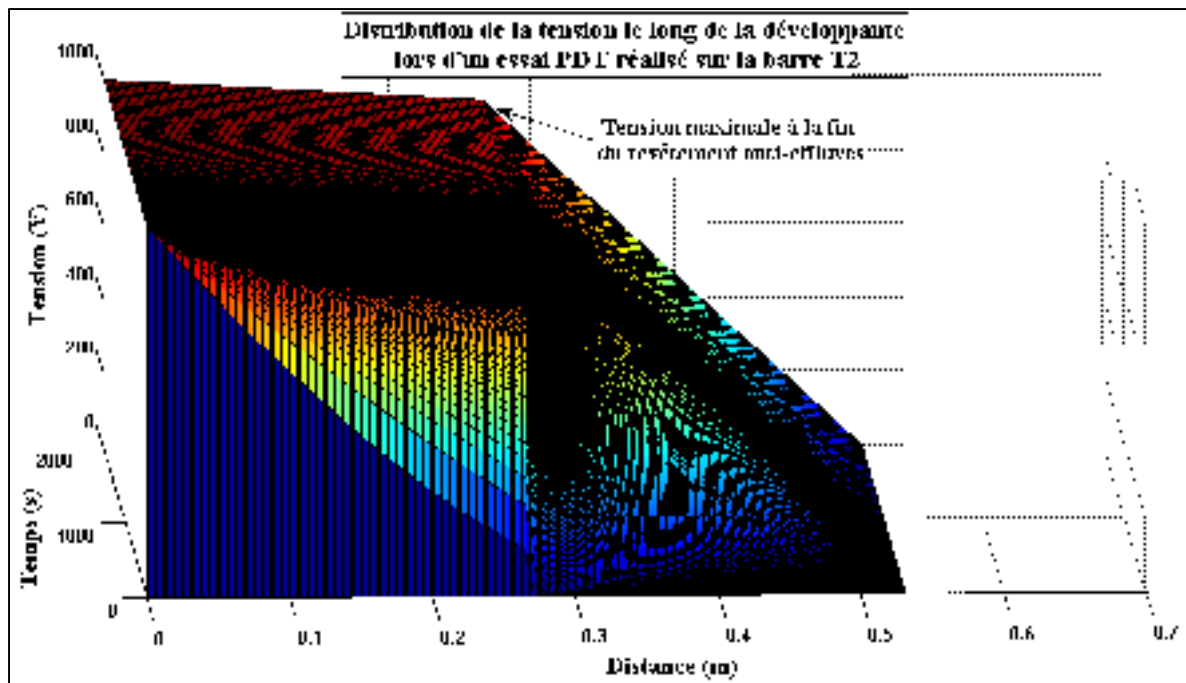


-a-

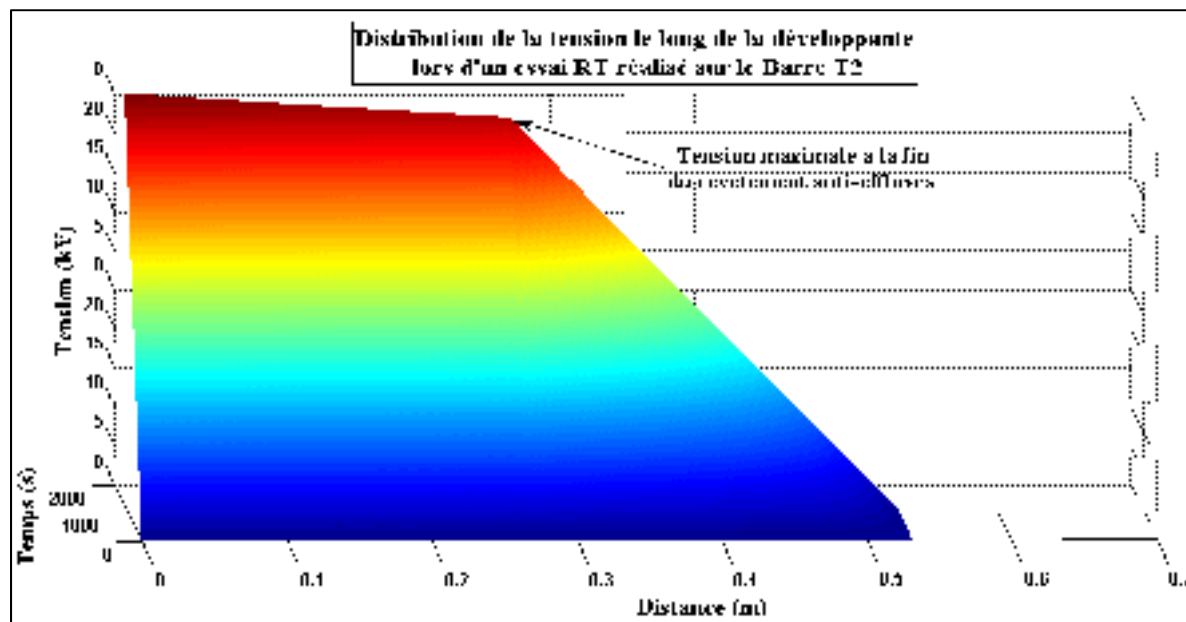


-b-

Figure 7-24 Distribution de la différence de potentiel entre le cuivre et la surface le long de la partie hors fer de la barre T1 en solutionnant les équations (7.46) et (7.47) avec $L1=L2=0.135m$. Les valeurs des paramètres $r1$, $r2$, cg et cf sont celles du Tableau 7-7. Les conditions aux limites sont présentées à la section 7.6.1. -a- Essai PDT à 1kV avec $R_s=1.5G\Omega$ -b- Essai RT jusqu'à 25kV avec $R_s=2.5G\Omega$

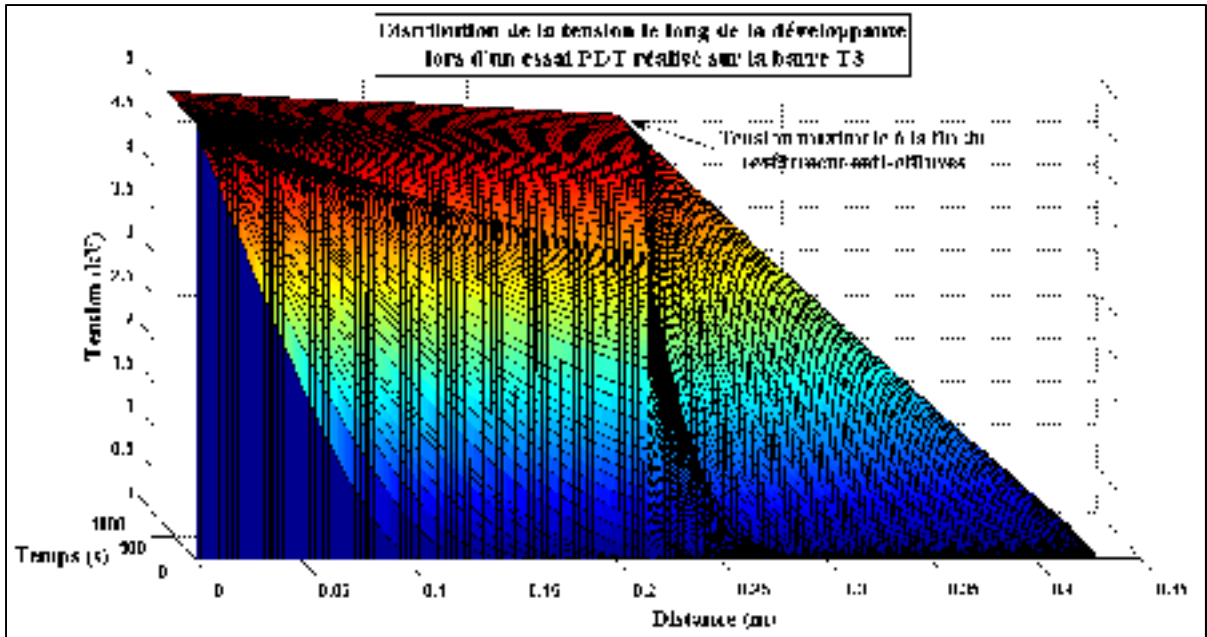


-a-

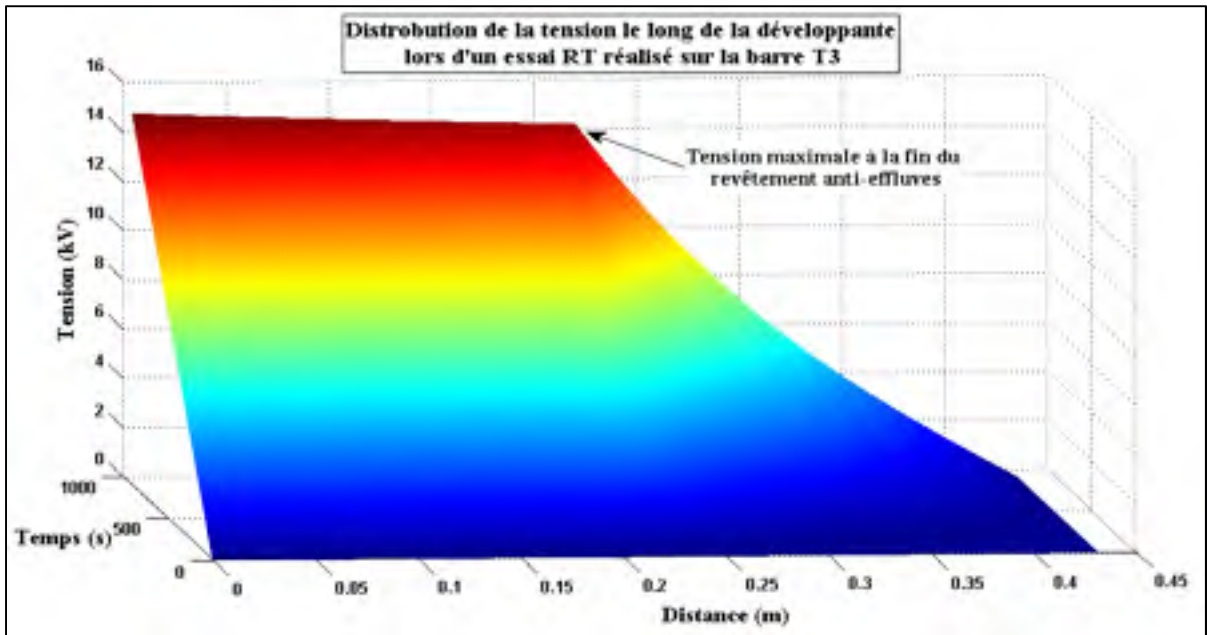


-b-

Figure 7-25 Distribution de la différence de potentiel entre le cuivre et la surface le long de la partie hors fer de la barre T2 en solutionnant les équations (7.46) et (7.47) avec $L1=L2=0.265\text{m}$. Les valeurs des paramètres $r1$, $r2$, cg et cf sont celles du Tableau 7-7. Les conditions aux limites sont présentées à la section 7.6.1. -a- Essai PDT en laboratoire à 1kV avec $R_s=1\text{G}\Omega$. -b- Essai RT en laboratoire à 22kV avec $R_s=2.5\text{G}\Omega$



-a-



-b-

Figure 7-26 Distribution de la différence de potentiel entre le cuivre et la surface le long de la partie hors fer de la barre T3 en solutionnant les équations (7.46) et (7.47) avec $L1=L2=0.215\text{m}$. Les valeurs des paramètres $r1$, $r2$, cg et cf sont celles du Tableau 7-7. Les conditions aux limites sont présentées à la section 7.6.1. -a- Essai PDT en laboratoire à 1kV avec $R_s=0.2\text{G}\Omega$. -b- Essai RT en laboratoire à 30kV avec $R_s=1.9\text{G}\Omega$

Les résultats obtenus sur les barres de réserve T1 et T2 montre très nettement la contribution des revêtements anti-effluves au carbure de silicium (SiC) dans les courbes de charge et de décharge à 1 kV issues des essais *PDT*. La contribution de la partie anti-effluve se manifeste sous forme d'une bosse (ou un pic de relaxation) observée sur les courbes du courant de charge et de décharge en fonction du temps tel qu'il est montré sur la Figure 7-18 et la Figure 7-19. À mesure que la tension augmente ($> 5\text{kV}$), la réponse de la partie droite domine celle de la partie hors-fer et par voie de conséquence le pic de relaxation s'efface progressivement. De plus, le revêtement anti-effluves devient de plus en plus conducteur de telle sorte que le pic de relaxation se déplace vers les temps plus courts. Pour les essais *RT*, cette contribution est à peine distinguée sur les courbes du courant de charge en fonction de la tension appliquée. Elle se manifeste, elle aussi, sous forme d'une courbure aux alentours de 1 à 5kV, mais moins prononcée que celle observée sur les courbes issues de l'essai *RT* pour la barre T3, comme le montre la Figure 7-27 suivante :

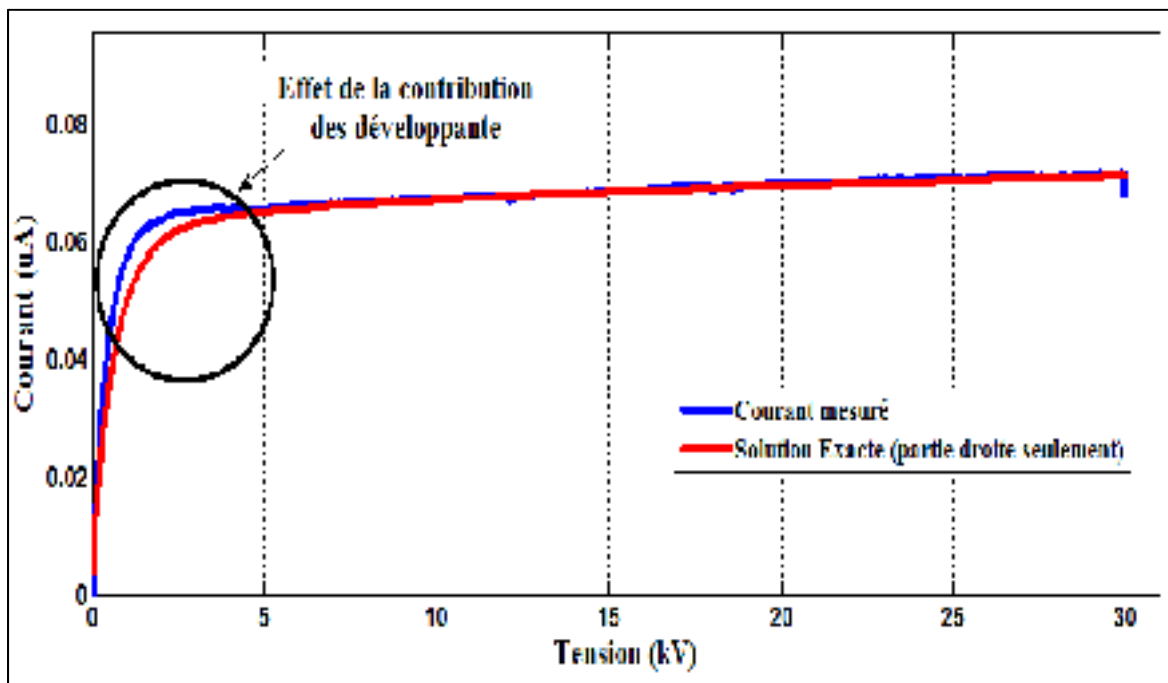


Figure 7-27 Effet de la contribution des développantes lors d'un essai RT sur la barre T3

Identiquement aux essais *PDT*, lors des essais *RT* la réponse de la partie hors fer (réponse non-linéaire) domine celle de la partie droite (réponse linéaire) dans la courbe du courant de charge lorsque la tension appliquée est aux alentours de 1kV. À mesure que la tension appliquée augmente, la réponse de la partie hors fer s'efface et le courant de charge est principalement dominé par la réponse de la partie droite. Les raisons théoriques expliquant ce phénomène sont assez complexes et sont présentées au paragraphe 7.3, présenté au début de ce chapitre, et ailleurs dans [10, 82, 92]. Le Tableau 7-7, présenté ci-dessous, donne les valeurs calculées des paramètres inconnus donnant le meilleur ajustement aux mesures et décrivant le modèle de la partie anti-effluves de chaque barre en utilisant pour les deux essais *RT* et *PDT* respectivement les équations 7.49 et 7.50. Si on utilise les longueurs du revêtement anti-effluves des deux barres T1 et T2 présentées au Tableau 7-6 et un périmètre pour ces deux barres $p=0.18\text{m}$ dans l'équation (7.38) avec $l/L_b=2$, on peut dire que les résultats des paramètres r_{10} , a et b corroborent bien avec les mesures réalisées sur les échantillons testés en laboratoire présentés au Tableau 7-5. De même, les résultats des deux essais, *RT* et *PDT*, sont proches. En ce qui concerne les résultats de r_{10} , a et b de la barre T3 présentés au Tableau 7-7, les mêmes remarques des valeurs obtenues de la résistance R_{10} , a et b du Tableau 7-7, présenté à la section 7.4.3, s'appliqueront. On remarque aussi que la grandeur des deux paramètres c_g et c_f est plus proche de la valeur typique de 1nF/m, ce qui pousse à dire que ce modèle est plus précis que les autres modèles présentés ci-dessus.

Tableau 7-7 Résultats de la modélisation en tenant compte des parties développantes

Essai	<i>RT</i>					<i>PDT</i>				
Barres	r_{10} GΩ/m	a (m/V) ^b	b	r_2 TΩ/m	c_g, c_f pF/m	r_{10} GΩ/m	a (m/V) ^b	b	r_2 TΩ/m	c_g, c_f pF/m
T1	1105	0.00037	0.75	1500	250	1290	0.00035	0.75	1500	250
T2	955	0.00045	0.75	1500	150	1050	0.00045	0.75	1500	150
T3	1192	0.0165	0.50	1500	250	1240	0.0154	0.50	1500	250

Les Figures 7.28, 7.29 et 7.30, présentées ci-dessous, représentent les résultats de la modélisation des essais *PDT* des trois barres en question en utilisant les valeurs correspondantes pour chaque barre présentées au Tableau 7-7. Pour la modélisation des essais *RT* sur ces mêmes barres, les résultats sont déjà montrés aux Figures 7.21, 7.22 et 7.23 présentées ci-dessus en utilisant les valeurs des paramètres présentés au Tableau 7-7. Sur ces figures, on constate bien la correspondance entre les valeurs mesurées et les valeurs calculées en solutionnant l'équation 7.49. Pour la modélisation des essais *PDT* et pour tenir compte de la contribution de la partie anti-effluves, le niveau de tension de 1kV a été choisi comme niveau de base pour l'analyse des courbes. On constate que la conductivité du revêtement anti-effluve de la barre T2 (Alstom) est considérablement plus importante que celle du revêtement anti-effluve de la barre T1 et T3 (GE). C'est cette conductivité qui est à l'origine des pics de relaxation illustrés à la Figure 7-18 et la Figure 7-19. En effet, une polarisation inter-faciale, connue sous le nom de polarisation de Maxwell-Wagner, se produit entre l'extrémité de la partie conductrice du revêtement anti-effluve et l'isolation de bout de la barre.

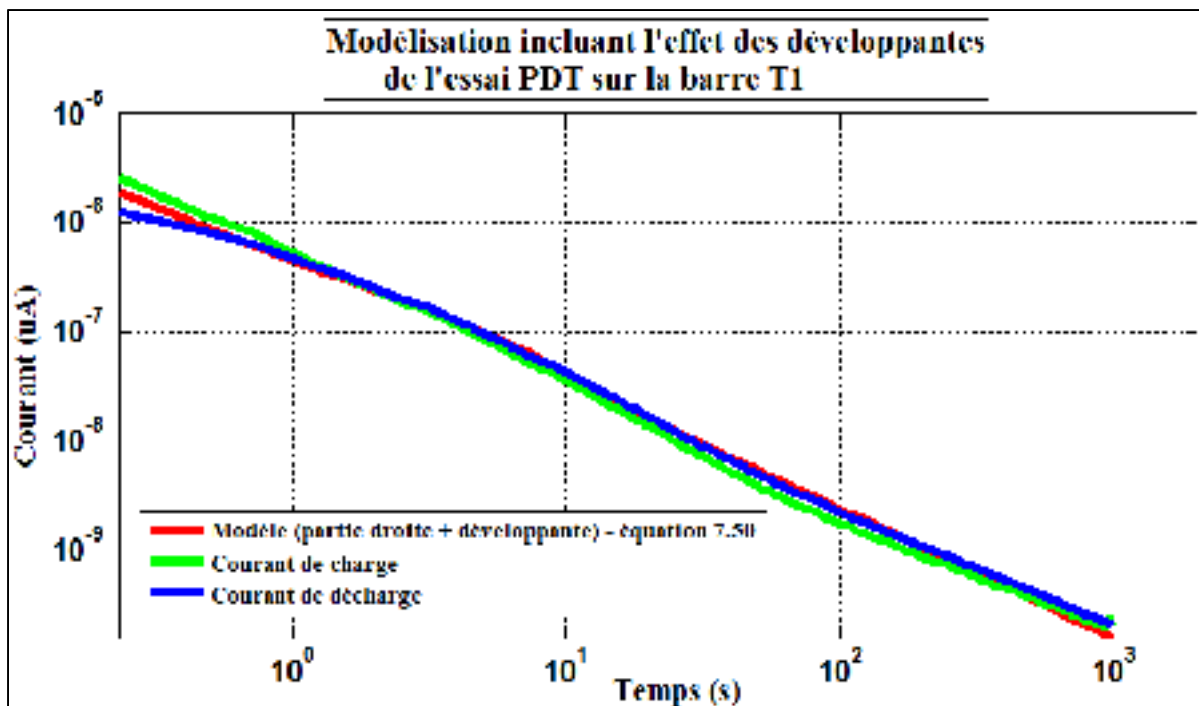


Figure 7-28 Résultats de la modélisation de l'essai PDT à 1kV, réalisé sur la barre T1, en solutionnant l'équation 7.50

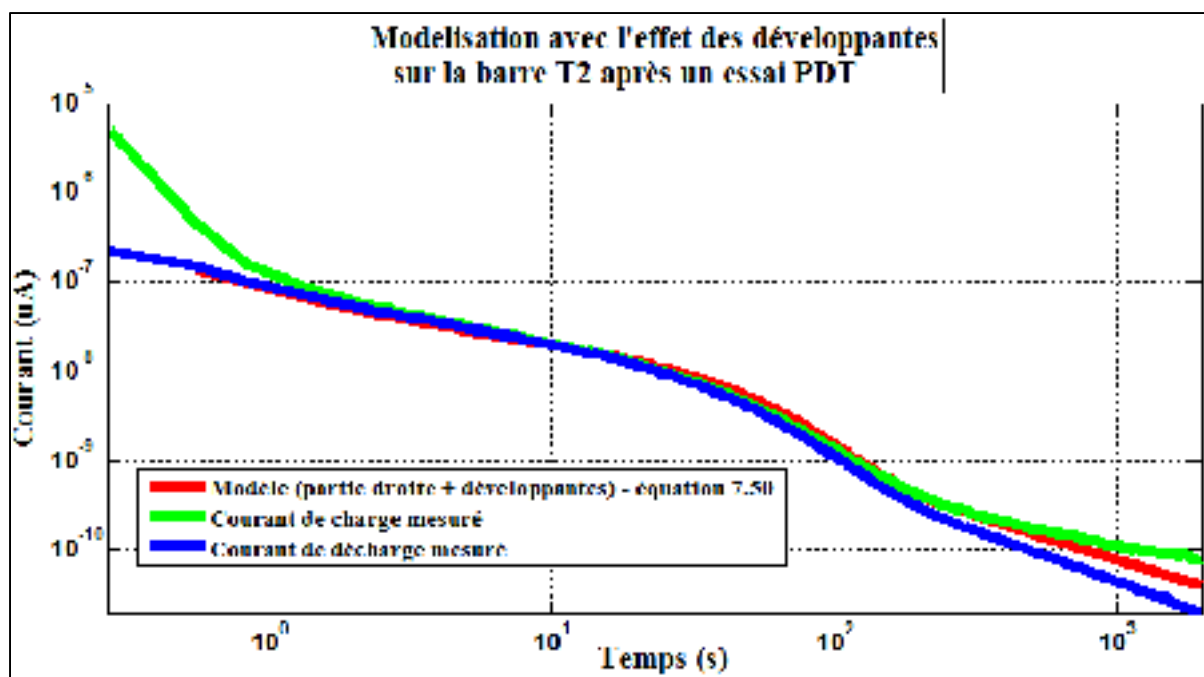


Figure 7-29 Résultats de la modélisation de l'essai PDT à 1kV, réalisé sur la barre T2, en solutionnant l'équation 7.50

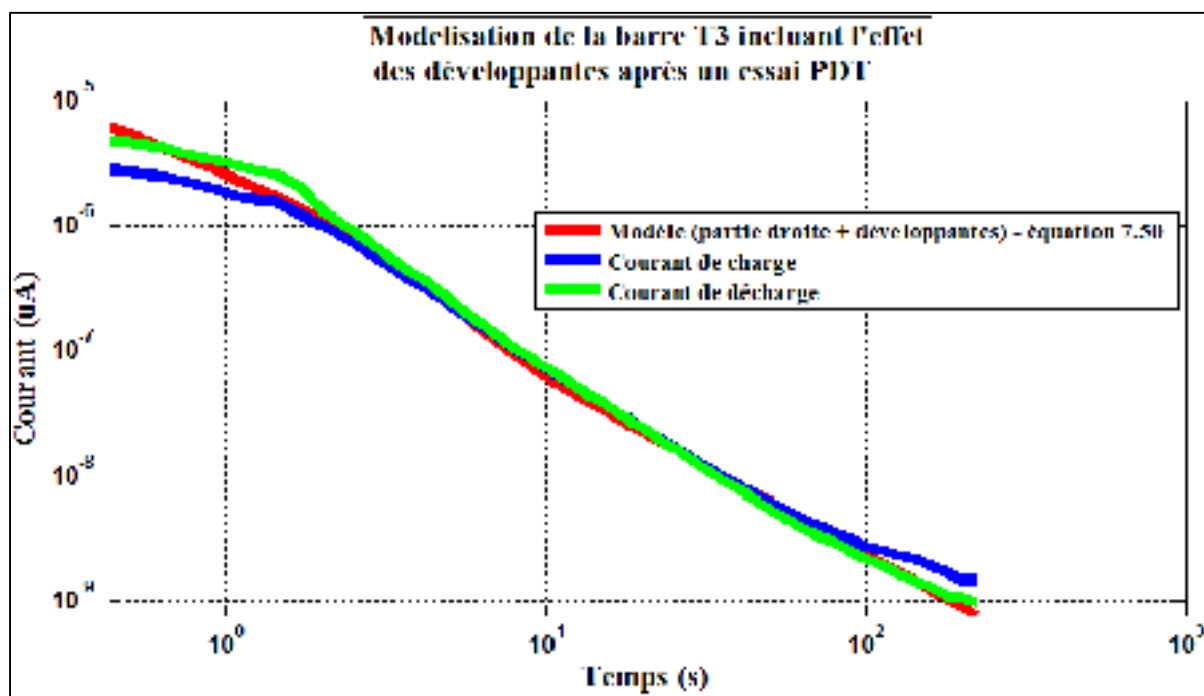


Figure 7-30 Résultats de la modélisation de l'essai PDT à 1kV réalisé sur la barre T3, en solutionnant l'équation 7.50

L'annexe I présente l'analyse des mesures réalisées sur les parties droites et les parties développantes séparément des deux barres T1 et T2. Une mesure *PDT* réalisée sur une barre ayant un système gradient à base d'oxyde de fer (peinture R4 d'Alstom) est aussi présentée et comparée à une mesure *PDT* réalisée sur une barre ayant un système gradient à base de SiC.

7.7.2 Analyse de la modélisation des trois barres

Les résultats de la modélisation des essais *PDT* et *RT* réalisés sur les trois barres T1, T2 et T3 sont présentés au Tableau 7-8. On trouve aussi dans ce tableau les résultats de la modélisation de l'essai *PDT* réalisé sur les parties droites des deux barres T1 et T2. Le système d'isolation de mur des trois barres en question est à base d'une résine d'époxy. Les valeurs calculées des deux paramètres K_I et n du courant d'absorption qui caractérisent principalement le système d'isolation utilisé, donnent des valeurs différentes d'une technologie à l'autre. Le Tableau 7-8 affiche une bonne correspondance de ces valeurs calculées après la modélisation de l'essai *RT* comparées à celles obtenues après la modélisation de l'essai *PDT*. Dans le cas de l'essai *PDT* réalisé sur les deux barres T1 et T2, les valeurs de K_I et de n obtenues sur les barres complètes sont différentes de celles obtenues sur les parties droites seulement. Cette différence est due entre autre à l'importante contribution des revêtements anti-effluves dans la mesure du courant d'absorption. En effet, le courant d'absorption total est modifié par la composante du courant relié à la capacité c_g de l'isolation se trouvant sous le revêtement anti-effluves et qui est en conjonction avec la résistance non-linéaire de ce même revêtement anti-effluves.

Le résultat de cette conjonction est une constante de temps RC non-linéaire qui peut retarder le déclin de l'effet du revêtement anti-effluves sur le courant d'absorption [93]. L'autre raison qui peut expliquer cette différence est que l'isolation des têtes de bobines (parties hors-fer) est souvent plus épaisse et elle n'est pas toujours de la même qualité que celle de la partie droite ce qui peut mener à des valeurs de K_I et n différentes. Par exemple, la résistivité des matériaux anti-effluves à base du carbure de silicium (SiC) est plus faible comparée à celle d'un matériau isolant [94]. En général, pour un matériau anti-effluves cette résistivité peut varier entre $10^8 \Omega \cdot \text{cm}$ et $10^{12} \Omega \cdot \text{cm}$ dépendamment de la grandeur du champ électrique appliqué. Dans le

cas d'un matériau isolant standard non contaminé, celle-ci peut prendre une valeur de $10^{15}\Omega.cm$ et plus.

Le troisième paramètre relié au modèle linéaire du courant de charge, en l'occurrence le paramètre R_L , est inversement proportionnel au courant de conduction. Ce dernier forme une partie du courant de fuite total et il représente les électrons ou les ions qui ont pu traverser complètement l'isolation électrique via des chemins conducteurs (causés par le vieillissement du matériau isolant, l'absorption d'humidité dans le volume ou l'encrassement des développantes) depuis le cuivre (conducteur) jusqu'à la terre. En réalité, il n'existe pas d'isolation parfaite et de ce fait il y a et il y aura toujours un courant de conduction très petit qui circule à travers l'isolation ou la contourne via les surfaces. Donc à partir des valeurs calculées du paramètre R_L données au Tableau 7-8, on peut dire que le courant de conduction augmente lorsque la tension appliquée augmente et il diminue lorsque les parties hors-fer, développantes, sont excluent du circuit de mesure (mesures avec anneaux de garde).

Les valeurs calculées des paramètres du standard *IEEE-43* en l'occurrence *IP* (Indice de Polarisation) et *RI* (Résistance d'Isolation) obtenues sur les barres complètes versus les parties droites sont aussi présentées au Tableau 7-8 et au Tableau 7-9. Le courant de fuite n'est pas directement relié à la résistance d'isolation (*RI*). Celle-ci représente le rapport de la tension appliquée sur le courant de charge après une minute est ramené à la température de $40^{\circ}C$ selon la procédure décrite dans [8]. Sa grandeur dépend du type de matériau, de son degré de vieillissement ainsi de la grandeur du courant de fuite. Les valeurs calculées pour les barres T1 et T2 du paramètre *RI* lors d'un essai *PDT*, montrées au Tableau 7-8 et au Tableau 7-9, sont directement proportionnelles à la tension appliquée (augmentent avec l'augmentation de la tension). Ceci est due au fait que le courant d'absorption est essentiellement linéaire c'est-à-dire proportionnel à la tension appliquée. On remarque aussi que le courant de fuite est supérieur lors des mesures sur des barres complètes comparé à celui issu des mesures sur les parties droites seulement. Ceci est due à la contribution des courants de surface des parties hors-fer qui s'ajoutent au courant de charge mesuré et augmentent de ce fait le courant de fuite total. Il faut faire une distinction entre le paramètre R_L , qui est relié seulement au courant de

conduction lorsque le courant de charge est considéré se comporter linéairement, et le paramètre RI qui est relié au courant total mesuré après une minute. Numériquement la valeur de RI ne peut pas être supérieure à la valeur de R_L . Le paramètre RI est fortement influencé par la température, l'humidité ainsi que la géométrie de l'échantillon [6]. Pour se débarrasser de cette influence on détermine un autre paramètre, en l'occurrence l'Indice de Polarisation (IP), qui représente le rapport entre la résistance d'isolation RI mesurée après 10 minutes et après une minute. Il est très souvent représentatif de l'état extrinsèque de l'isolation (encrassement, humidité). Les valeurs calculées de l' IP lors d'un essai PDT à 5kV et à 10kV sur les deux barres T1 et T2, indiquent que celui-ci diminue lorsque la tension augmente. Cette conclusion a été déjà observée par Marcroft dans un article publié en 1952 [95]. Aussi la grandeur de IP issu des essais PDT réalisés sur les parties droites des deux barres T1 et T2 est supérieure à celle obtenue sur les barres complètes T1 et T2. Ceci est due à la grande influence des revêtements anti-effluves surtout lorsque la tension est inférieure à 5kV [78]. De ce fait lorsque la tension appliquée n'excède pas 5 kV la réponse du matériau anti-effluves domine celle de la partie droite et au fur et à mesure que la tension augmente et dépasse 5kV c'est l'inverse qui se produit.

Tableau 7-8 Résultats de la modélisation des essais PDT et RT réalisés sur les trois barres T1, T2 et T3

Barres	T1			T2			T3	
Type d'essai	RT	PDT		RT	PDT		RT	PDT
Partie	Barre complète	Barre complète	Partie Droite	Barre complète	Barre complète	Partie Droite	Barre complète	Barre complète
$K_I (s^{(n-1)})$	0.024	0.026	0.0201	0.03	0.029	0.014	0.049	0.044
n	0.95	0.95	0.98	0.975	0.97	0.99	0.95	0.95
$R_L (T\Omega)$	18.20	*	*	14.60	*	*	2.06	2.80
$IP (5kV)$	6.68	*	*	9.36	*	*	5.21	4.80
$RI (T\Omega)$ @ 40°C	0.613	*	*	0.650	*	*	0.164	0.819

*voir le Tableau 7-9 Valeurs des paramètres IEEE (RI et IP) et du paramètre R_L obtenues des barres T1 et T2 suite à un essai PDT

Tableau 7-9 Valeurs des paramètres IEEE (RI et IP) et du paramètre RL obtenues des barres T1 et T2 suite à un essai PDT

Partie		Barre Complète		Partie Droite	
Barres	Niveau de tension	5kV	10kV	5kV	10kV
T1	IP calculé	3.11	4.32	4.51	5.52
	R _L (TΩ)	3.44	4.77	7.22	11.61
	RI (TΩ) @ 40°C	0.489	0.515	0.756	0.795
T2	IP (5kV)	3.57	4.4	4.34	5.06
	R _L (TΩ)	5.31	7.54	7.75	11.86
	RI (TΩ) @ 40°C	0.126	0.135	0.575	0.600

CHAPITRE 8

MODÉLISATION DE L'EFFET SNACKING ET DE LA RÉSISTANCE NON-LINÉAIRE

8.1 L'effet Snacking

Lors de l'évaluation de l'état d'isolation d'un enroulement statorique, la capacité et le courant qui est relié à celle-ci ont traditionnellement reçu peu d'attention [78]. Cependant, lors d'un essai *RT* ou une mesure du facteur de puissance sur un enroulement statorique, les changements observés sur ces deux grandeurs (la capacité et le courant qui lui est relié) peuvent être très informatifs et par voie de conséquence ces deux grandeurs vont aider à détecter certains défauts propres au système d'isolation. À mesure que ce système d'isolation prend de l'âge et s'approche de la fin de sa vie utile, l'isolation en contact avec le cuivre conducteur vieillie rapidement dû aux fortes contraintes qui gravitent autour de cette zone. Cette situation peut mener à une délamination de l'isolation et donner naissance à la formation de cavités d'air à l'intérieur de celle-ci. Il en résulte de fortes activités de décharges partielles qui détruiront à leur tour plusieurs couches internes de l'isolation.

La délamination (ou décollement) peut mener à un comportement non-linéaire et la forme observée du courant mesuré versus la tension appliquée lors d'un essai *RT* ressemble à un mouvement d'un serpent (Snake en anglais) d'où le nom Snacking tel qu'il est rapporté dans [96]. La Figure 8-1, présentée ci-dessous, présente l'allure du phénomène lors d'un essai *RT*. Comme il est montré sur cette figure, le Snacking consiste en une augmentation de la pente de la courbe du courant mesuré versus la tension appliquée lorsque celle-ci atteint un certain niveau de tension (aux alentours de 8 kV). Puis à mesure que la tension appliquée continue à augmenter vers des niveaux plus élevés, la courbe revient à sa pente originale.

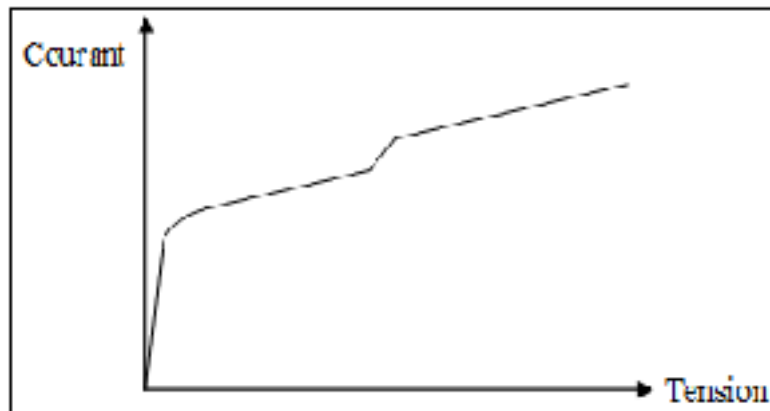


Figure 8-1 Représentation schématique d'un essai RT présentant un effet de Snaking [97]

8.2 Décollement (délamination)

La délamination ou la séparation des couches adjacentes de l'isolation, peut être causée par une détérioration thermique ou électrique de la résine d'agglomération lorsque la machine opère en service. La délamination peut aussi se produire si l'isolation n'a pas été suffisamment imprégnée pendant la fabrication. Elle peut être observée à l'interface entre le cuivre (le conducteur) et l'isolation de masse ou entre la résine et les couches de mica qui forment l'isolation de masse. L'ampleur de ce phénomène est plus sérieuse puisqu'il peut aussi affecter et atteindre l'isolation des brins et l'isolation des tours et dans les deux cas la conductivité thermique de l'isolation est réduite. Les vacuoles formées dans l'isolation peuvent causer et produire des décharges partielles internes qui à leur tour vont éroder davantage l'isolation, particulièrement l'isolation des brins et l'isolation des tours. De cette façon une isolation délamifiée devient plus susceptible et plus vulnérable à toute combinaison de contraintes (thermiques, électriques et mécaniques). Quoique le processus de dégradation puisse être lent, il peut considérablement raccourcir la durée de vie utile de la machine.

8.3 Modélisation du phénomène Snacking

Le circuit équivalent qui peut représenter une isolation dont ses/ou une partie de ses couches est délaminee est présenté à la Figure 8-2. Ce circuit est composé de deux capacités montées en série. La capacité C_{air} représente toute la partie délaminee formée par des cavités d'air montée en parallèle avec une résistance variable $R_{surface}$ qui à son tour représente les interfaces air-isolation. L'autre capacité $C_{isolation}$ représente toute la partie de l'isolation non délaminee. En fait, ce circuit représente le système d'isolation d'une barre d'alternateur ayant de grosses cavités internes dans la section droite. Il ne tient pas compte de l'influence des extrémités de la barre.

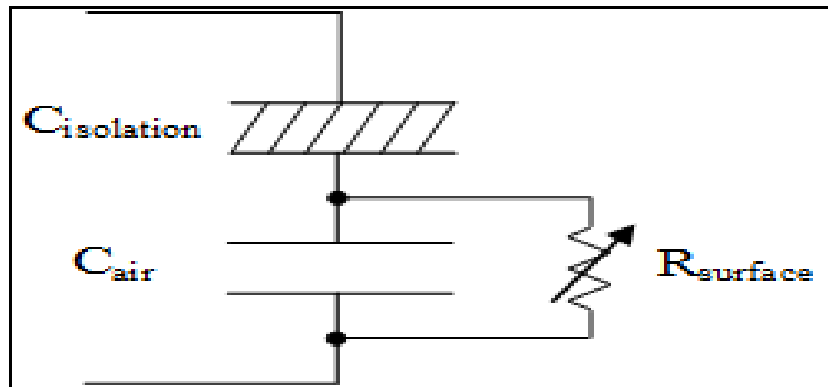


Figure 8-2 Modèle du circuit équivalent de l'isolation de la partie droite d'une barre d'alternateur qui possède de la délamination [97]

où $C_{isolation}$ est la capacité de l'isolation solide de la barre; C_{air} est la capacité des cavités d'air dû à la délamination et $R_{surface}$ est la résistance variable des interfaces air-isolation, soit la résistance équivalente de la surface des parois des cavités.

Lorsque la valeur de la résistance $R_{surface}$ est très élevée, la capacité équivalente totale du circuit de la Figure 8.2 sera égale à l'équation 8.1 suivante :

$$\frac{1}{C_{total}} = \frac{1}{C_{isolation}} + \frac{1}{C_{air}} \quad (8.1)$$

Lors d'un essai RT sur une isolation qui souffre de la délamination et à mesure que la tension appliquée augmente, des charges superficielles se développent et s'accumulent à l'interface air-isolation autour de la cavité. Dès que la tension appliquée atteint un certain niveau de tension, aux alentours d'une dizaine de kV [78, 96], ces charges génèrent un court-circuit à la fois de la cavité d'air et de la résistance variable $R_{surface}$. Ce processus prend réellement fin une fois que toutes les cavités d'air dans l'isolation de masse sont ionisées et court-circuitées. Il dure généralement 2 ou 3 minutes. Durant ce processus et à mesure que les cavités d'air se neutralisent la capacité totale équivalente augmente jusqu'elle soit égale à la capacité de l'isolation solide $C_{isolation}$. L'ordre de grandeur de cette augmentation est proportionnel à la sévérité de la délamination. Durant cette augmentation le phénomène de Snacking sur la courbe devient observable. Finalement, la variation de la capacité totale équivalente durant un essai RT peut être présentée par la formule suivante:

$$C(t) = \begin{cases} C & t < t_i \\ C + \Delta C \left(1 - e^{-(t-t_i)/\Delta t} \right) & t \geq t_i \end{cases} \quad (8.2)$$

où ΔC représente la variation de la capacité; Δt représente la constante de temps reliée à l'intervalle de temps pendant lequel l'effet Snacking opère et t_i est le temps où débute le phénomène de Snacking. On peut considérer que l'effet de Snacking débute bien après que l'effet de la résistance série ait cessé d'affecter la forme de la courbe I-V, c'est-à-dire à un temps pour lequel la chute de tension dans la résistance série est négligeable. On peut également considérer que le changement de la capacité affecte essentiellement le courant capacitif et le courant d'absorption. L'équation qui représente le courant de charge totale (effet des développantes est négligé) tenant compte de l'effet Snacking prend la forme suivante :

$$i(t) = \begin{cases} \frac{u(t)}{R_L} + C_\infty \frac{du(t)}{dt} + C_0 \frac{d}{dt} \int_0^t f(t-\tau) u(\tau) d\tau & t < t_i \\ \frac{u(t)}{R_L} + \left[C_\infty(t) \frac{du(t)}{dt} + u(t) \frac{dC_\infty(t)}{dt} \right] + \frac{d}{dt} \int_0^t f(t-\tau) (C_0(\tau) u(\tau)) d\tau & t \geq t_i \end{cases} \quad (8.3)$$

où le courant capacitif et le courant d'absorption sont formés dans l'équation 8.3 par les termes suivants :

$$i_{\text{capacitif}}(t) = \begin{cases} C_{\infty} \frac{du(t)}{dt} & t < t_i \\ C_{\infty}(t) \frac{du(t)}{dt} + u(t) \frac{dC_{\infty}(t)}{dt} & t \geq t_i \end{cases} \quad (8.4)$$

$$i_{\text{absorption}}(t) = \begin{cases} C_0 \frac{d}{dt} \int_0^t f(t-\tau) u(\tau) d\tau & t < t_i \\ \frac{d}{dt} \int_0^t f(t-\tau) (C_0(\tau) u(\tau)) d\tau & t \geq t_i \end{cases} \quad (8.5)$$

Dans ce cas, la fonction de la réponse diélectrique $f(t)$ est donnée par l'équation suivante :

$$f(t) = \begin{cases} \frac{C_{\infty}}{C_0} K_1 t^{-n} & t < t_i \\ \frac{C_{\infty}(t)}{C_0(t)} K_1 t^{-n} & t \geq t_i \end{cases} \quad (8.6)$$

Remplaçant l'équation 8.6 dans l'équation 8.3, nous obtenons donc :

$$i(t) = \begin{cases} \frac{u(t)}{R_L} + C_{\infty} \frac{du(t)}{dt} + K_1 C_{\infty} \frac{d}{dt} \int_0^t (t-\tau)^{-n} u(\tau) d\tau & t < t_i \\ \frac{u(t)}{R_L} + \left[C_{\infty}(t) \frac{du(t)}{dt} + u(t) \frac{dC_{\infty}(t)}{dt} \right] + K_1 \frac{d}{dt} \int_0^t (t-\tau)^{-n} x(\tau) d\tau & t \geq t_i \end{cases} \quad (8.7)$$

avec :

$$C_{\infty}(t) = \begin{cases} C_{\infty} & t > t_i \\ C_{\infty} + \Delta C \left(1 - e^{\frac{-(t-t_i)}{\Delta t}} \right) & t \geq t_i \end{cases} \quad (8.8)$$

$$x(t) = C_{\infty}(t) u(t) \quad (8.9)$$

Maintenant pour trouver l'équation du courant de charge sur toute l'échelle temporelle, le développement mathématique de l'équation (8.7) se fera en deux parties. La première partie

est lorsque l'effet Snacking est absent et la seconde partie est une fois que l'effet Snacking prend place dans la courbe représentant le courant de charge en fonction de la tension appliquée.

8.3.1 Lorsque $t < t_i$

À partir des équations (8.7) et (8.8), l'équation du courant de charge dans le domaine de Laplace avant que le Snacking survienne, c'est à dire lorsque $t < t_i$, prend la forme suivante :

$$I(s) = \frac{U(s)}{R_L} + sC_\infty U(s) + K_1 C_\infty \Gamma(1-n) s^{(n-1)} U(s) \quad (8.10)$$

À partir de l'équation (5.10), présentée au chapitre 5, lorsque $E(t) = at$ (cas d'un essai RT), la tension $u(t)$ dans le domaine de Laplace prend la forme suivante :

$$U(s) = \frac{\alpha}{s^2} - R_s I(s) \quad (8.11)$$

Remplaçons l'équation (8.11) dans l'équation (8.10), nous aurons :

$$I(s) = \frac{\alpha \left\{ \frac{1}{R_L} + sC_\infty + Bs^n \right\}}{s^2 \left\{ 1 + \frac{R_s}{R_L} + R_s (sC_\infty + Bs^n) \right\}} \quad (8.12)$$

avec $B = C_\infty K_1 \Gamma(1-n)$

L'équation (8.12) est identique à l'équation (5.21) présentée au chapitre 5. Donc on remarque qu'avant l'effet Snaking ne prenne place, le courant de charge $i(t)$ est égal au courant $i_d(t)$ donné par l'équation (5.21).

8.3.2 Lorsque $t > t_i$

On peut assumer qu'à la tension où l'effet Snacking survienne, l'effet de la résistance série R_s est négligeable. Dans ce cas l'équation (8.11) prend la forme suivante :

$$U(s) = E(s) = L(\alpha t) = \frac{\alpha}{s^2} \quad (8.13)$$

Remplaçons les équations (8.8), (8.9) et (8.13) dans l'équation (8.7), nous aurons :

$$I(s) = Y_1(s) + (\alpha \cdot \Delta C) \cdot Y_2(s) \quad (8.14)$$

avec :

$$Y_1(s) = \frac{\alpha}{R_L s^2} + \frac{\alpha C_\infty}{s} + \alpha C_\infty K_1 \Gamma(1-n) s^{(n-3)} \quad (8.15)$$

$$Y_2(s) = D s^{(n-3)} + \left(\frac{e^{\frac{t_i}{\Delta t}}}{\left(s + \frac{1}{\Delta t}\right)} - \frac{1}{s} \right) + \left(\frac{e^{\frac{t_i}{\Delta t}}}{\left(s + \frac{1}{\Delta t}\right)^2} \right) \left[\frac{1}{\Delta t} - D s^{(n-1)} \right] \quad (8.16)$$

$$D = K_1 \Gamma(1-n)$$

Finalement le courant total $i(t)$ prend la forme suivante :

$$i(t) = \begin{cases} i_d(t) & t < t_i \\ y(t) & t \geq t_i \end{cases} \quad (8.17)$$

avec

$$y(t) = L^{-1} \left[Y_1(s) + (\alpha \cdot \Delta C) Y_2(s) \right]$$

Un programme en langage Matlab a été établi afin de déterminer les paramètres inconnus de l'équation (8.17). Les paramètres R_L , K_1 et n , représentant le modèle linéaire du courant total présenté au chapitre 5, sont déterminés de la même façon que précédemment utilisant une régression linéaire basée sur la méthode des moindres carrés lorsque $t < t_i$. Dans ce cas, la plage de tension de la régression linéaire est comprise entre la tension à partir de laquelle le courant capacitif et l'effet des développantes deviennent faibles et négligeables (aux alentours de 3kV)

et la tension juste avant le début de l'effet Snacking ou les non-linéarités (aux alentours de 8kV). Le moment où cette dernière tension survienne représente le temps t_i . Pour le paramètre Δt , ce dernier représente la période pendant laquelle l'effet Snacking opère. Donc, il représente la différence entre le moment où l'effet Snacking prend fin (noté t_f) et le moment où l'effet Snacking débute (t_i). Dans le même programme Matlab, le paramètre t_f est défini au moment pour lequel la pente du courant de charge versus la tension appliquée est égale à la même pente qu'avant l'effet Snacking ne survienne. En fin le dernier paramètre, en l'occurrence ΔC , représentant la variation de la capacité, est défini dans la zone pour laquelle l'effet Snacking est observable. À cet effet, un algorithme varie la capacité totale équivalente et calcule l'erreur entre les mesures et les valeurs calculées utilisant la méthode des moindres carrés. Par la suite, le paramètre ΔC sera égal à la variation de la capacité donnant la plus faible erreur.

8.4 Mesures et discussion

Une barre de réserve, symbolisé B8, a été choisie pour subir un vieillissement thermique afin de causer à son système d'isolation de la délamination [97]. Cette barre a été fabriquée par Alstom et le matériau utilisé pour son système d'isolation de masse est le Duritenax qui est à base d'époxy-mica. La Figure 8-3 représente les mesures et les résultats de la modélisation de l'essai *RT* réalisé sur cette barre avant le début du vieillissement. Comme on peut le voir sur cette figure, la réponse diélectrique ou la réponse du courant de charge est linéaire jusqu'à la tension maximale de l'essai ne montrant aucune non-linéarité dans la courbe courant versus la tension appliquée. Le Tableau 8-1, présenté ci-dessous, montre les valeurs calculées des paramètres inconnus.

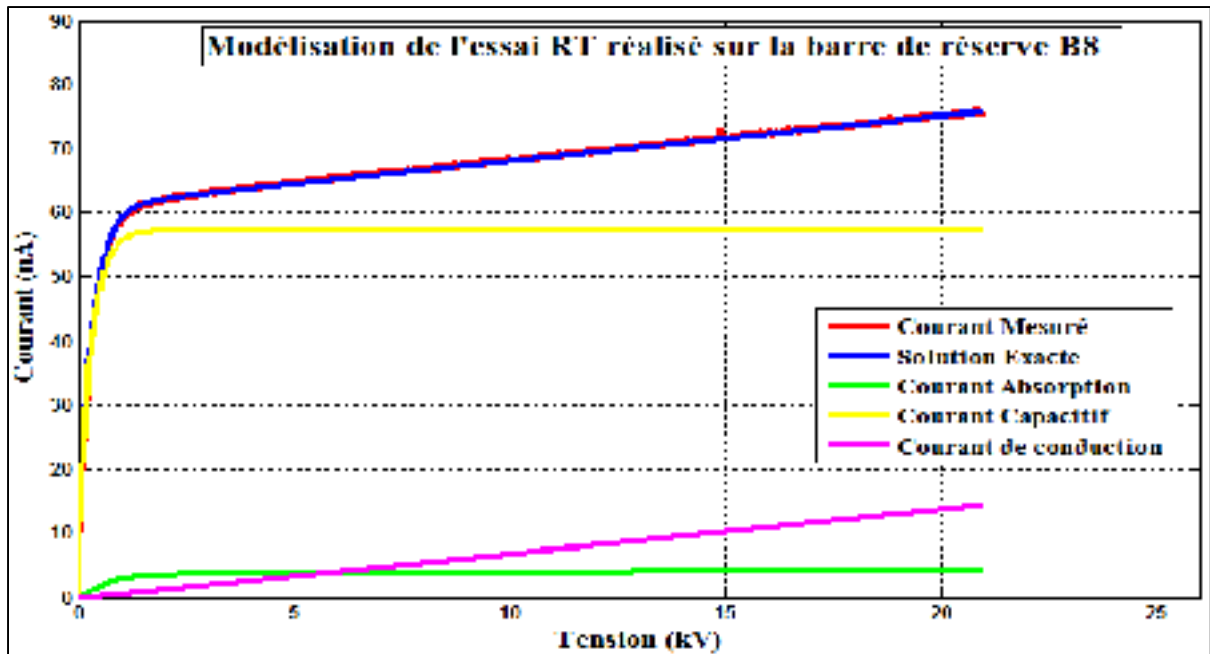


Figure 8-3 Modélisation de l'essai RT réalisé avant le début du vieillissement utilisant la solution linéaire donnée par l'équation (5.21)

Un vieillissement thermique a été réalisé en laboratoire sur cette barre afin de provoquer de la délamination dans son système d'isolation. Durant ce vieillissement un courant de 5130 ampères a été appliqué sur le cuivre conducteur de la barre ramenant ainsi la température de celle-ci à 225°C. Puis pendant 70 heures la température a été maintenue à un niveau entre 175 et 200°C. La Figure 8-4 montre le résultat de l'essai *RT* réalisé sur cette barre après qu'elle ait subie un cycle de vieillissement thermique. On peut voir sur cette figure un effet Snacking relativement faible mais observable dans la zone entre 9kV et 12kV. Ce comportement non linéaire devient plus observable et évident si on compare la courbe des mesures à celle représentant les résultats du modèle linéaire. Un essai de contact mécanique [18] a été réalisé sur cette même barre vieillie afin de vérifier, d'une autre façon, si l'isolation est affecté par de la délamination ou non. Le résultat révèle qu'il y a une possible délamination dans l'isolation de masse suite aux différents coefficients d'expansion thermique entre le cuivre et le matériau isolant. De plus, suite à une inspection visuelle la barre a montré un renflement observé sur la

partie externe du matériau semi-conducteur (partie droite). Les résultats de la modélisation de l'essai RT sont présentés à la Figure 8-5.

Les résultats de la modélisation du courant de charge total incluant l'effet Snacking, utilisant l'équation (8.17), se superposent bien aux valeurs mesurées jusqu'à la tension maximale de l'essai. Les valeurs calculées des paramètres inconnus du modèle incluant l'effet non linéaire du Snacking représenté par l'équation (8.17) sont présentées au Tableau 8-1. Dans ce tableau, on remarque que la valeur de la capacité est passée de 3.44nF à 2.81nF après le vieillissement. Donc, la première conséquence de la délamination est la réduction de la grandeur de la capacité de la barre causée par la valeur que va prendre C_{air} dans le circuit présenté à la Figure 8-2 ci-dessus. De ce fait le courant capacitif résultant après le vieillissement sera plus faible de celui mesuré sur la barre neuve. Par contre et selon le Tableau 8-1, le courant d'absorption devient plus important pour une isolation délaminée puisque la valeur du paramètre K_I est passée de 0.0127 à 0.025. La valeur calculée du paramètre R_L a baissée après le vieillissement ce qui signifie que la conduction dans le volume de l'isolation a augmentée. Ceci est normal puisque un vieillissement réduit la performance d'une isolation. Pour les paramètres de la norme IEEE-43 [6], on remarque que l'indice de polarisation est resté inchangé puisque celui-ci est mesuré à un niveau de tension de 5kV. Donc l'effet Snacking n'affecte pas cette grandeur puisqu'il survient généralement lorsque la tension appliquée est aux alentours de 8kV. Par contre, on remarque une chute de la grandeur de l'autre paramètre RI dû au vieillissement. L'effet de Snacking cause bien un changement dans la grandeur de la capacité de la barre vieillie durant le test comme le montre la grandeur du paramètre ΔC .

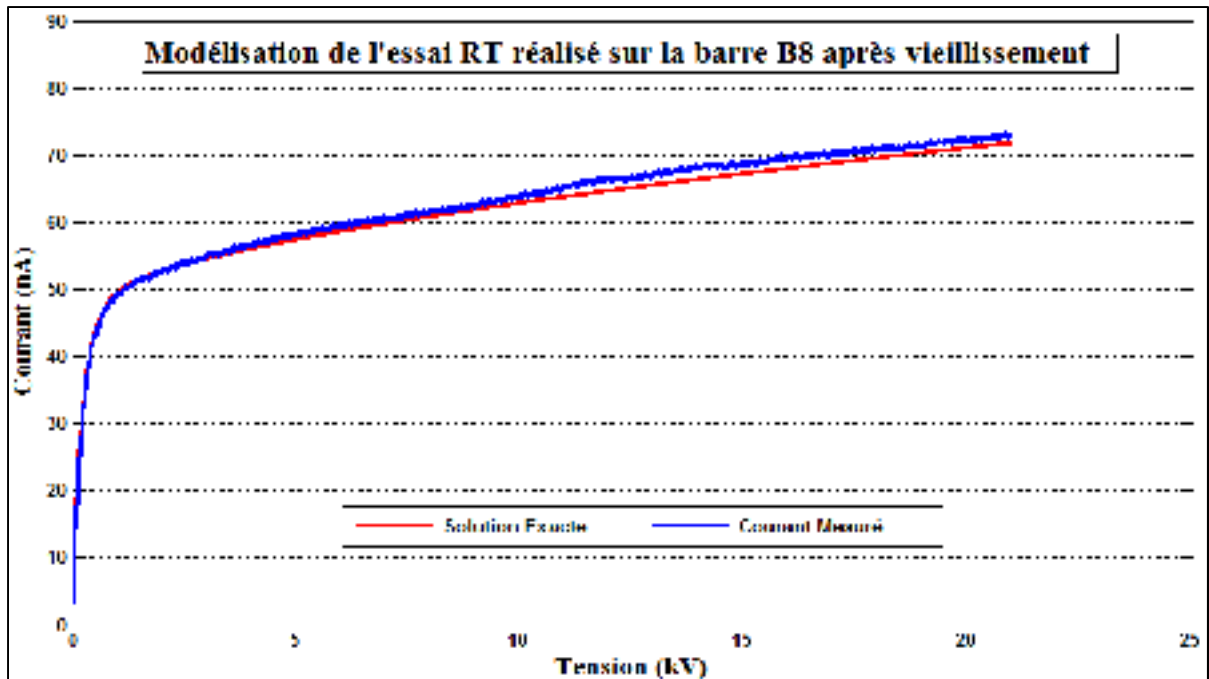


Figure 8-4 L'essai RT réalisé sur la barre après vieillissement utilisant la solution linéaire donnée par l'équation (5.21)

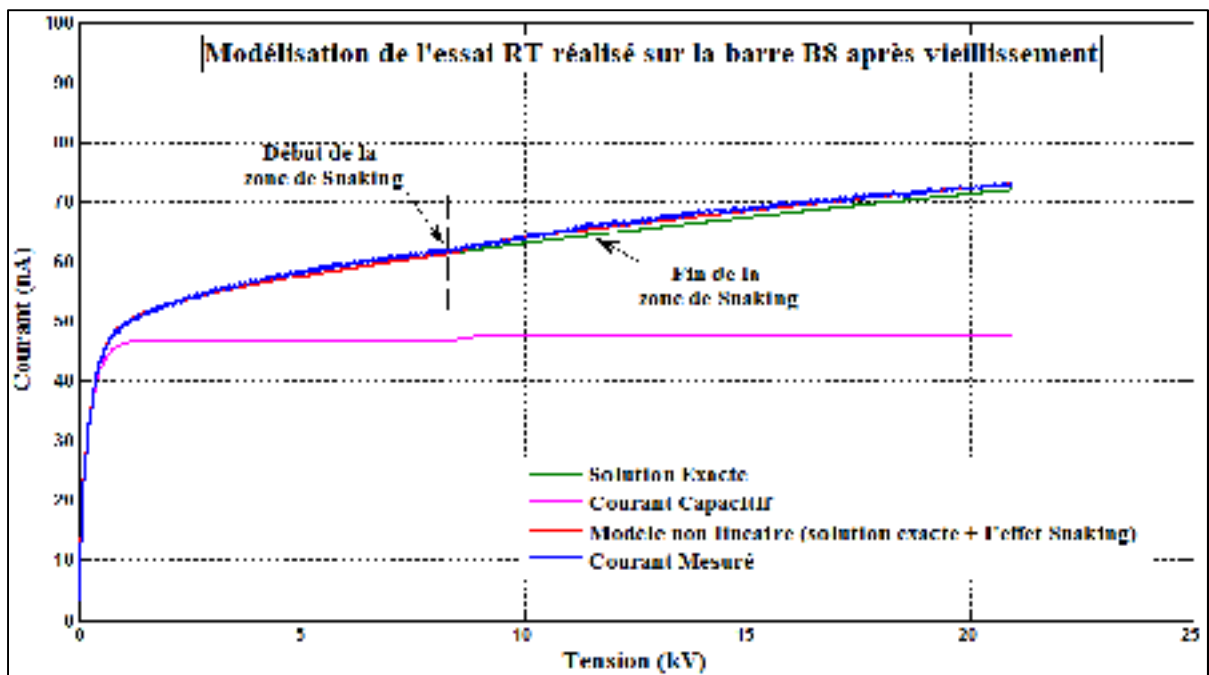


Figure 8-5 Résultats de la modélisation de l'essai RT après que la barre ait subi un vieillissement thermique utilisant la solution de l'équation (8.17)

Tableau 8-1 Valeurs calculées des paramètres inconnus du modèle en présence de l'effet Snacking

Paramètres	Barre de réserve neuve	Premier vieillissement
$C_{\infty} (nF)$	3.44	2.81
$K_I (s^{n-1})$	0.0127	0.025
n	0.95	0.95
$R_L (T\Omega)$	1.44	1.11
$IP (5kV)$	2.15	2.04
$RI@40^{\circ}C (G\Omega)$	192.56	123.58
$\Delta C (nF)$	0	0.061
$\Delta t (s)$	-	170
$t_i (s)$	-	420

Afin de vérifier et renforcer l'hypothèse que l'isolation de masse soit affectée par la délamination, une mesure de décharges partielles résolue dans la phase (PRPD : Phase Resolved Partial Discharge) a été menée. Les résultats issus de [79, 97] sont présentés en annexe II et confirme l'hypothèse de la délamination.

8.5 Effet non linéaire de la résistance

Lors d'un essai RT , le courant de fuite pour une machine ayant un système d'isolation en bonne état est supposé être constant pendant le temps d'essai et varie directement avec la variation de la tension d'essai d'une façon linéaire. Une augmentation disproportionnée de ce courant avec la tension d'essai résulte généralement d'un défaut au niveau de l'isolation. Ce défaut peut être l'effet de l'humidité, de l'encrassement des développantes, d'une partielle défaillance de l'isolation (craques, fissures, érosion des revêtements) ou de plusieurs possibles anomalies. Un de ces défauts ou une combinaison de ceux-ci cause un comportement non linéaire du courant de fuite, c'est-à-dire une diminution de la résistance de fuite à mesure que la tension d'essai augmente. Dans certains cas et pour une isolation sévèrement endommagée, le courant de fuite

augmente d'une façon erratique voir asymptotique jusqu'à causer une défaillance de la machine ou un claquage de son système d'isolation. Donc, la connaissance de l'ampleur de la variation du courant de fuite avec la tension appliquée peut raisonnablement donner des informations sur le type de défaut qui sévit dans l'isolation avant qu'un claquage de celui-ci ou une défaillance de la machine ne surviennent.

Ce courant de fuite est composé de deux courants, à savoir le courant de conduction volumique et le courant de surface provenant généralement des parties hors fer (développantes). Une isolation vieillie ou endommagée qui contient des chemins conducteurs dans son volume rend le comportement du courant de conduction volumique non linéaire. La tension à laquelle ce comportement non-linéaire se déclenche dépend directement du degré de sévérité de l'endommagement du système d'isolation. Dans le cas d'une isolation en bon état, ce courant se comporte linéairement jusqu'à la tension maximale de l'essai. L'autre courant, en l'occurrence le courant de surface, provient de la contamination et de l'accumulation de poussière, de saleté et/ou d'huile surtout au niveau des développantes. L'absorption de l'humidité contribue également en grande partie dans la grandeur de ce courant. Le comportement non-linéaire de ces deux courants ou simplement du courant de fuite est représenté par deux résistances variables dans le circuit équivalent présenté à la Figure 8-6.

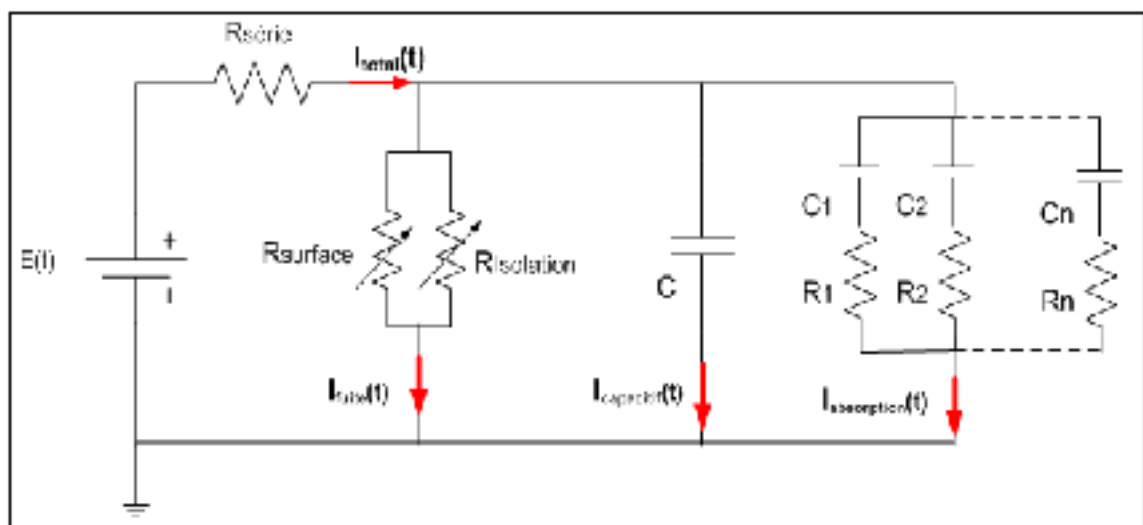


Figure 8-6 Circuit équivalent, lors d'un essai PDT ou RT, d'une isolation de masse en tenant compte du comportement non-linéaire du courant de fuite

8.6 Modélisation de l'effet non linéaire de la résistance

La Figure 8-7, présentée ci-dessous, est un bon exemple d'une isolation souffrant d'une absorption sévère d'humidité. Toute la partie non-linéaire observée sur cette courbe est imputée au courant de fuite qui à partir de la tension d'inflexion devient non-linéaire et erratique. Une façon de modéliser ce comportement est de faire varier la résistance de fuite R_L dans l'équation 5.21, présentée au chapitre 5, dans la zone non-linéaire de sorte que la résistance $R_{non-linéaire}$ équivalente sera déterminée comme suite :

$$R_{non-linéaire} = \begin{cases} R_L & E(t) < U_{inflexion} \\ R_L \cdot \left[A_1 e^{-\left(A_2 \left(\frac{E(t) - U_{inflexion}}{U_{inflexion}} \right) \right)} \right] & E(t) \geq U_{inflexion} \end{cases} \quad (8.18)$$

où A_1 et A_2 sont des paramètres ajustables; $E(t)$ est la tension de la source de tension et $U_{inflexion}$ est la tension à partir de laquelle les non-linéarités du courant de charge commencent.

L'algorithme utilisé pour cette modélisation se compose principalement de deux boucles de calcul. La première boucle couvre la zone linéaire variant de 0 jusqu'à la tension d'inflexion $U_{Inflexion}$ (tension à partir de laquelle le comportement non-linéaire se déclenche). Dans cette première boucle on détermine les paramètres inconnus du modèle linéaire de l'équation 5.21, en l'occurrence K_I , n et R_L , de la même façon décrite dans le chapitre 5. La deuxième boucle de calcul couvrira la zone non-linéaire allant de la tension $U_{Inflexion}$ jusqu'à la tension maximale de l'essai. Dans cette deuxième partie, on déterminera les paramètres inconnus de l'équation de $R_{non-linéaire}$ (équation 8.18), en l'occurrence la tension $U_{Inflexion}$ et les paramètres A_1 et A_2 , en utilisant la méthode des moindres carrés. Les paramètres A_1 et A_2 permettent d'ajuster la meilleure courbe possible aux résultats expérimentaux dans le but de minimiser l'erreur des résultats calculés.

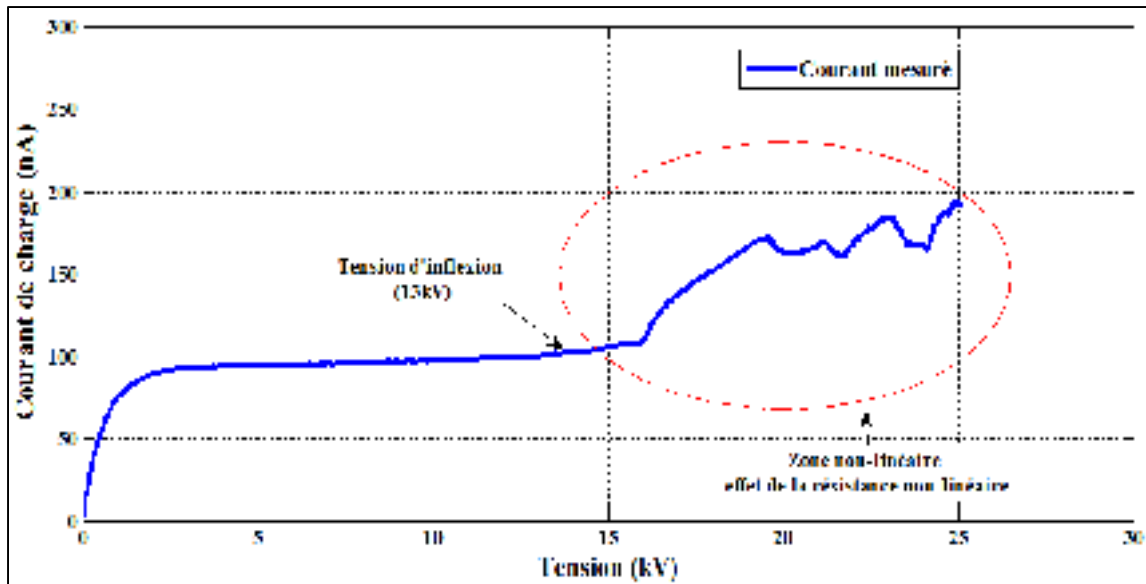


Figure 8-7 Essai RT réalisé sur une isolation souffrant d'une absorption sévère d'humidité (un courant de fuite important)

8.7 Mesures et discussion

Trois Hydro-générateurs isolés en Asphalte-mica sont choisis pour cette étude. Ils ont été fabriqués pendant les années cinquante et ils sont identifiés dans les paragraphes suivants par les unités U1, U2 et U3. Des essais *RT* ont été réalisés en centrale sur les trois phases de ces trois unités et les résultats des mesures sont montrés à la Figure 8-8. Les paramètres du modèle linéaire, en l'occurrence K_I , n et R_L , donnant la meilleure correspondance entre les valeurs mesurées et celles calculées sont présentés au Tableau 8-2. Le modèle linéaire du courant de charge correspondant à chaque unité est montré aux Figures 8.9 au 8.11. Les courants de fuite, donnés aux tensions 9kV et 22kV, donnés au Tableau 8-2, représentent la différence entre le courant mesuré et la somme du courant capacitif et celui d'absorption. Les deux pentes de la réponse du courant, présentées sur ces mêmes figures, ont été déterminées à partir des courbes d'essai. De la même façon est déterminée la tension d'inflexion à partir de laquelle le courant commence à dévier de la solution linéaire. La valeur de cette tension pour chaque essai est présentée à la fois sur la courbe correspondante et au Tableau 8-2. Les valeurs de IP et de RI sont calculées et corrigées selon la méthode présentée dans [10]. Comme il est montré sur ces

figures et comme il est déjà mentionné au chapitre 5 dans le cas d'une isolation à base d'Asphalte-mica, le courant d'absorption issu de la polarisation lente forme une grande partie du courant total mesuré. Les valeurs des paramètres IEEE, IP et RI , présentés au Tableau 8-2, nous informent que lors des essais RT , les enroulements étaient dans un état sec et propre. On enregistre une première pente de la courbe de l'essai RT significativement élevée dans le cas de l'unité U1 comparée aux unités U2 et U3 montrant ainsi une valeur importante du courant de fuite. De même, dans le cas de l'unité U1, les déviations non-linéaires dans la courbe du courant sont observables à partir d'une tension (9kV) faible comparée aux unités U2 et U3 (≈ 14 kV). Aussi la Figure 8-9 montre une deuxième pente encore plus raide dans le cas de l'unité U1 comparée aux unités U2 et U3. Conséquemment l'essai RT réalisé sur l'unité U1 a été arrêté à 11kV évitant ainsi de dégrader davantage le système d'isolation de celle-ci. La deuxième pente enregistrée sur les courbes des deux unités U2 et U3 survient presque à la même tension d'essai (entre 13.5kV et 14kV) mais l'unité U3 montre une troisième pente plus raide à partir de 21kV comme le montre la Figure 8-10. Ces augmentations non linéaires enregistrées sur les trois unités sont synonymes à des défauts internes ou à une exposition à une contamination conductrice. Ceci réduit la grandeur de la résistance d'isolation et par voie de conséquence la grandeur du courant de fuite peut devenir importante (cas de l'unité U1) et augmente d'une façon non linéaire avec la tension appliquée. L'unité U1 est jugée détériorée approchant la fin de sa vie utile puisque déjà à 9kV la grandeur du courant de fuite est aux alentours de $12\mu A$ et à partir de cette tension le courant de fuite devient non-linéaire et augmente rapidement. L'unité U3 est plus dégradée que l'unité U2 comme le montre la grandeur du courant de fuite aux tensions 9kV et 22kV, montrée au Tableau 8-2, mais les deux unités sont jugées être dans un état satisfaisant et peuvent encore opérer en service. Comme il est présenté dans cette section, le courant de conduction est inversement relié à la résistance de fuite R_L et donc le comportement non linéaire du courant de fuite peut être modélisé en utilisant l'équation 8.18 présentée ci-dessus. Les paramètres inconnus de cette équation, en l'occurrence A_1 et A_2 , donnant la meilleure correspondance entre le modèle non linéaire et les mesures, sont présentés au Tableau 8-2. On remarque bien que le modèle non linéaire de la résistance de fuite R_L donné par l'équation 8.18 reproduit bien le comportement non linéaire observé dans la courbe du courant mesuré comme il est montré aux Figures 8.9 à 8.11.

Tableau 8-2 Valeurs numériques calculées après la modélisation de l'essai RT réalisé sur les unités U1, U2 et U3

Unités	U1	U2	U3
K_I	0.03	0.026	0.046
n	0.64	0.705	0.65
$R_L(G\Omega)$	0.621	4.22	1.40
$IP (5kV)$	3.70	3.40	4
$RI @ 40 ^\circ C (G\Omega)$	53.5	202	80
$I_{fuite} @ 9kV (\mu A)$	12	2.13	6.43
$I_{fuite} @ 22kV (\mu A)$	-	5.33	16.13
Tension d'inflexion (kV)	9	14	14
$A1$	0.813	1.35	1.13
$A2$	2.20	0.64	1.334

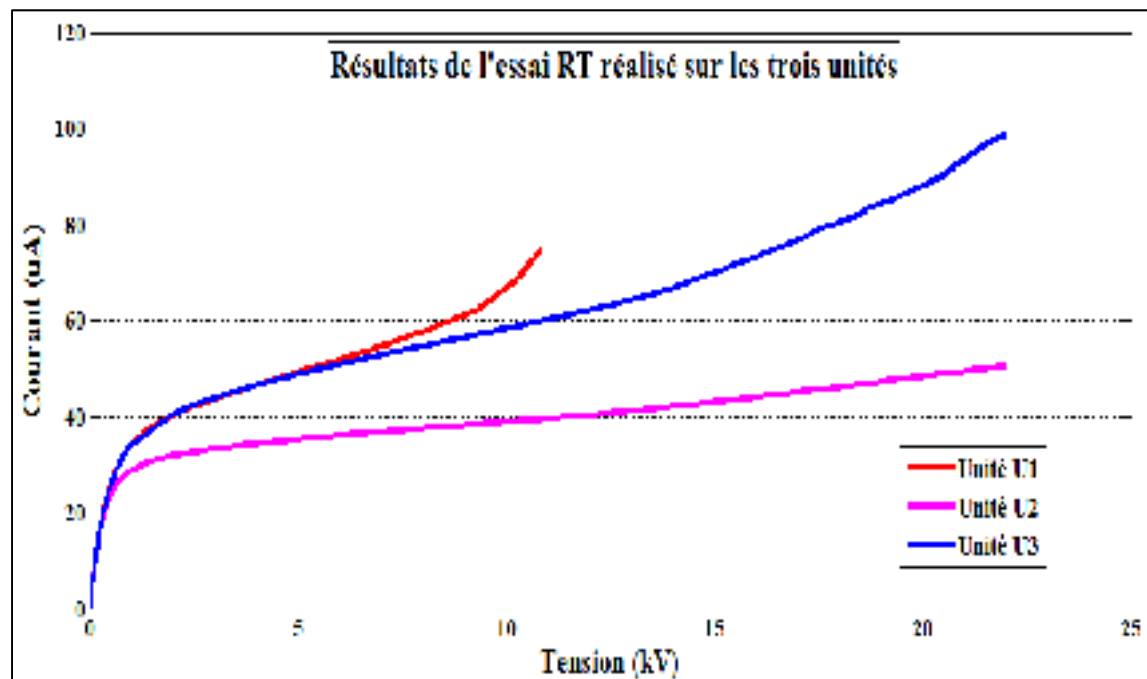


Figure 8-8 Résultats des essais RT réalisés en centrale sur les trois phases des unités U1, U2 et U3

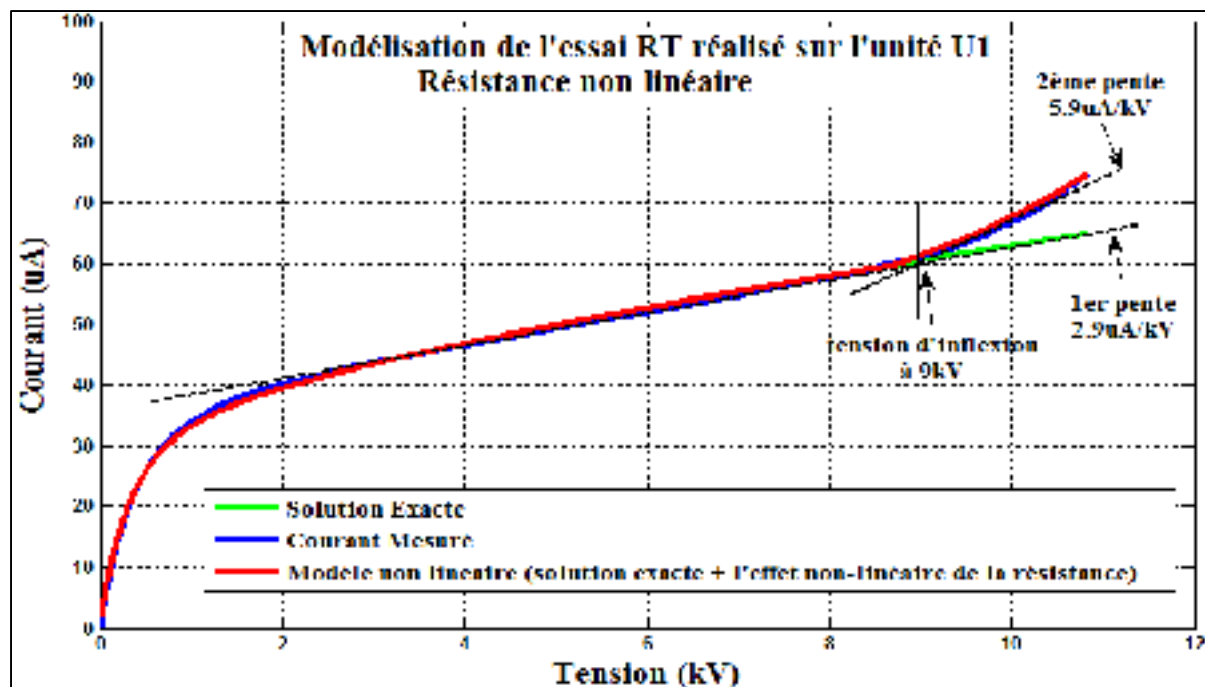


Figure 8-9 Résultats de la modélisation de l'essai RT réalisé sur l'unité U1 utilisant la solution de l'équation (8.18)

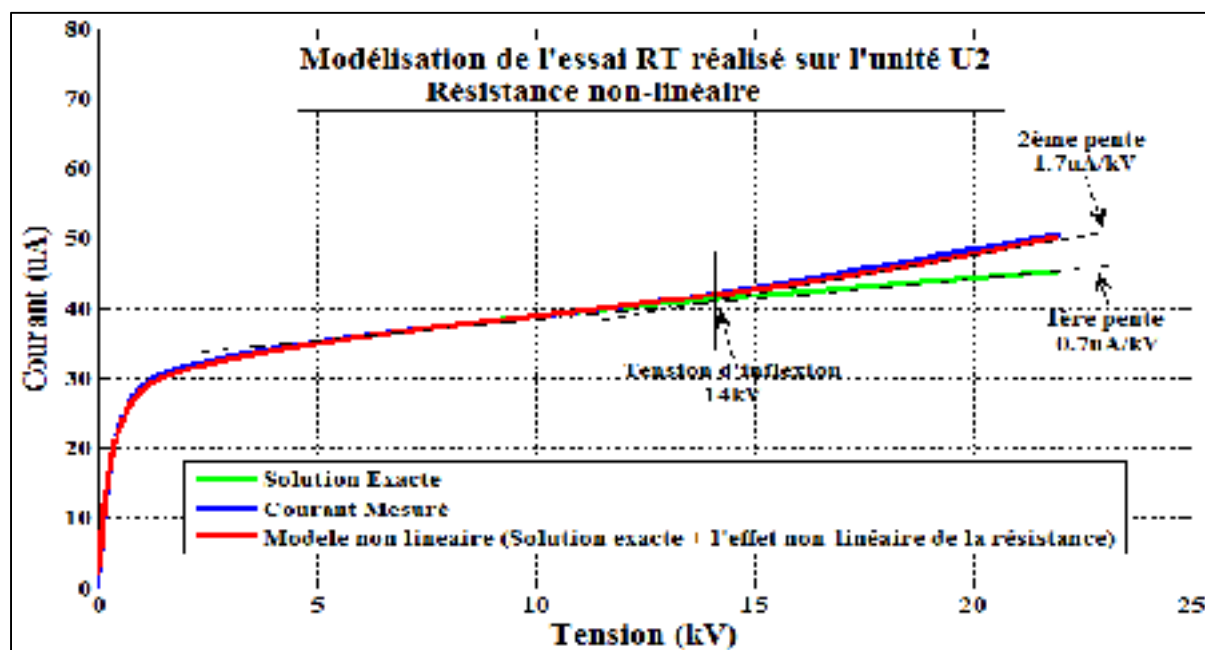


Figure 8-10 Résultats de la modélisation de l'essai RT réalisé sur l'unité U2 utilisant la solution de l'équation (8.18)

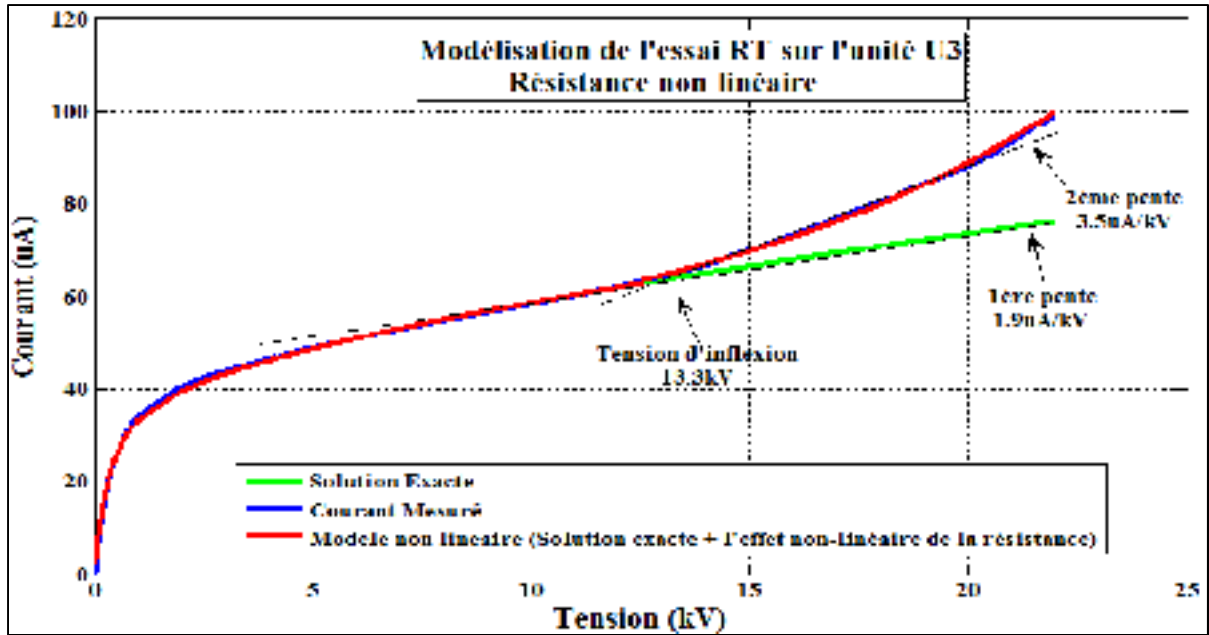


Figure 8-11 Résultats de la modélisation de l'essai RT réalisé sur l'unité U3 utilisant la solution de l'équation (8.18)

D'autres mesures de laboratoire ont été réalisées sur quatre barres isolées en Époxy-mica du fabricant Andritz. Ces quatre barres se composent d'une barre de réserve et de trois barres ayant déjà opérées en service et retirées des machines comme il est présenté au Tableau 8-3. Des essais *RT* utilisant une pente de 2kV/minute et des essais *PDT* ont été réalisés sur ces barres et les résultats sont montrés à la Figure 8-12 et à la Figure 8-13.

Tableau 8-3 Présentation des barres sélectionnées pour l'étude de l'effet non-linéaire de la résistance

Barres	Note	C (nF)
B	Barre de réserve	4.12
U4	Retirée de la machine	4.32
U5	Retirée de la machine	4.27
U6	Retirée de la machine	4.22

Les Figures 8.14 à 8.17, présentées ci-dessous, montrent la modélisation linéaire du courant de charge issue de l'essai *RT* réalisé respectivement sur les barres U4, U5, U6 et B. Pour les barres U4, U5 et U6, le modèle linéaire est en bonne conformité avec les mesures jusqu'à la tension d'inflexion. Le comportement du courant de charge mesuré sur la barre B est linéaire jusqu'à la tension maximale de l'essai. On remarque quand même une petite déviation entre les mesures et la solution linéaire au début de la courbe due à l'effet des développantes (voir chapitre 7). Le Tableau 8-4 présente les valeurs calculées des paramètres du modèle linéaire (K_I , n et R_L) donnant la meilleure correspondance entre les mesures et la solution linéaire. Les valeurs des paramètres IP et RI , présentés au même tableau, nous informent que lors des essais *RT*, les enroulements étaient dans un état sec et propre.

Comme il est observé à la Figure 8-12, les trois barres U4, U5 et U6 montrent un courant d'absorption relativement élevé comparé à celui de la barre de réserve B. De même, ces trois barres montrent deux pentes dans la courbe de courant de charge en fonction de la tension appliquée comme il est montré respectivement à la Figure 8-14, à la Figure 8-15 et à la Figure 8-16. La première pente observée sur les trois barres U4, U5 et U6 est relativement élevée comparée à celle observée sur la barre de réserve B montrée à la Figure 8-12. Cette différence est due principalement à la grande grandeur et à la contribution du courant d'absorption enregistré sur les courbes des unités U4, U5 et U6. Ce qui indique que ces trois barres souffrent encore d'absorption d'humidité.

Une deuxième pente est également observée sur ces trois barres. Dans le cas de la barre U4, celle-ci survient lorsque la tension d'essai est aux alentours de 11kV et à partir de cette tension le courant de charge augmente de façon non linéaire et devient asymptotique aux alentours de 14kV montrant une troisième pente plus raide. À 15kV, la grandeur du courant de fuite était de l'ordre de 75.7nA et l'essai a été arrêté à ce niveau de tension d'essai afin d'éviter de causer des dommages supplémentaires au système d'isolation. En ce qui concerne les deux autres barres U5 et U6, on observe une deuxième pente respectivement aux tensions 17kV et 14kV et qui est légèrement supérieure dans le cas de la barre U5 comparée à U6 jusqu'à la tension maximale de l'essai. D'ailleurs, le courant de fuite enregistré à la tension de 29kV est de

18.84nA pour la barre U5 et de 15.9nA dans le cas de la barre U6 comme le montre le Tableau 8-4.

Les paramètres inconnus de cette équation, en l'occurrence A_1 et A_2 , donnant la meilleure correspondance entre le modèle non linéaire et les mesures, sont présentés au Tableau 8-4. On remarque bien que le modèle non linéaire de la résistance de fuite R_L , donné par l'équation 8.18, reproduit bien le comportement non linéaire observé dans la courbe du courant mesuré comme il est montré aux Figures 8.14 à 8.17.

Pour l'essai *PDT*, une tension de 5kV a été appliquée pendant 750 secondes durant laquelle le courant de charge a été continuellement enregistré. À la fin de cette période de charge, l'objet d'essai a été court-circuité pendant une période de décharge de 750 secondes identique à celle de la charge. Les résultats de cet essai sont montrés au Tableau 8-4 et à la Figure 8-13. Comme il est montré sur cette figure, la grandeur des deux courants de charge et de décharge est significativement élevée pour les trois barres retirées de la machine, en l'occurrence U4, U5 et U6, comparée à celle obtenue sur la barre de réserve B. Conséquemment les valeurs du paramètre *RI* (résistance d'isolation) pour ces trois barres sont relativement faibles comparées à celle de la barre B, comme il est indiqué au Tableau 8-4. Du moment que les courants de charge et de décharge ont été affectés, on peut conclure qu'une certaine quantité d'eau absorbée est encore présente dans le système d'isolation de ces trois barres. En ce qui concerne les valeurs du paramètre *IP*, ces dernières ne donnent aucune indication concernant l'absorption d'humidité. À rappeler et à noter que cet essai, généralement réalisé à 5kV, n'est pas toujours valable pour détecter des défauts tels que la délamination ou les fissures dans l'isolation puisque ces défauts génèrent généralement une augmentation importante du courant à des tensions supérieures à 5kV. La barre U4 montre un courant de fuite élevé (différence entre le courant de charge et le courant de décharge) comparé au reste des barres (B, U5 et U6). Ceci est une indication d'un défaut dans le système d'isolation de cette barre comme il a été confirmé lors de l'essai *RT* (Figure 8-13).

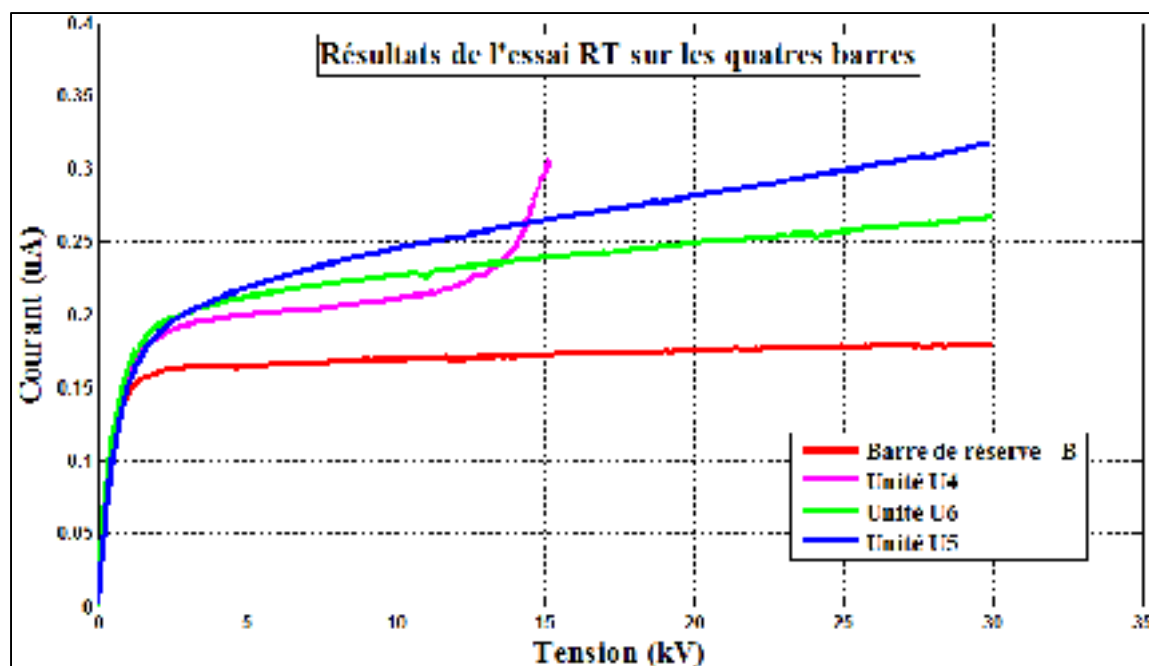


Figure 8-12 Résultats de l'essai RT réalisé sur la barre de réserve B et les trois unités U4, U5 et U6 [97]

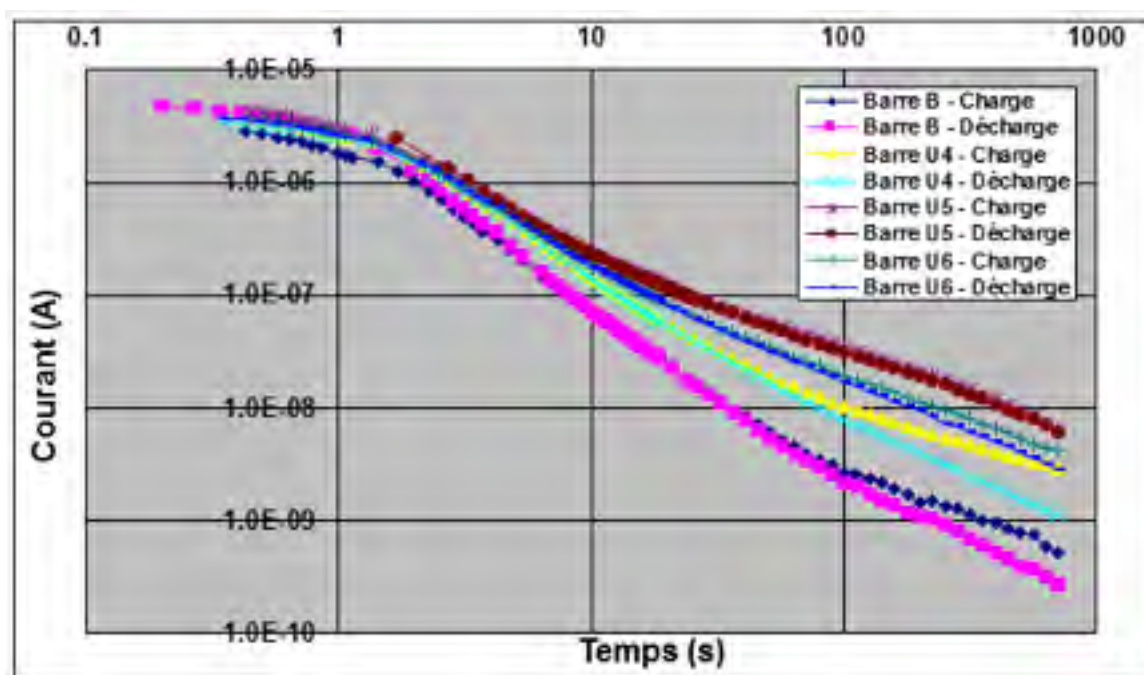
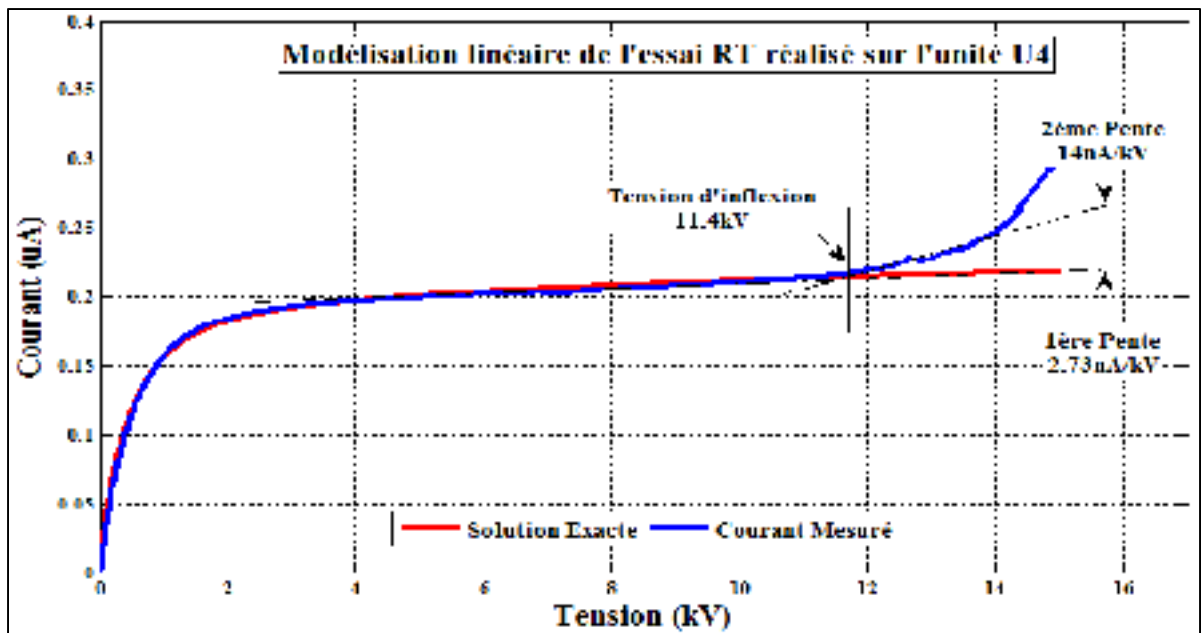
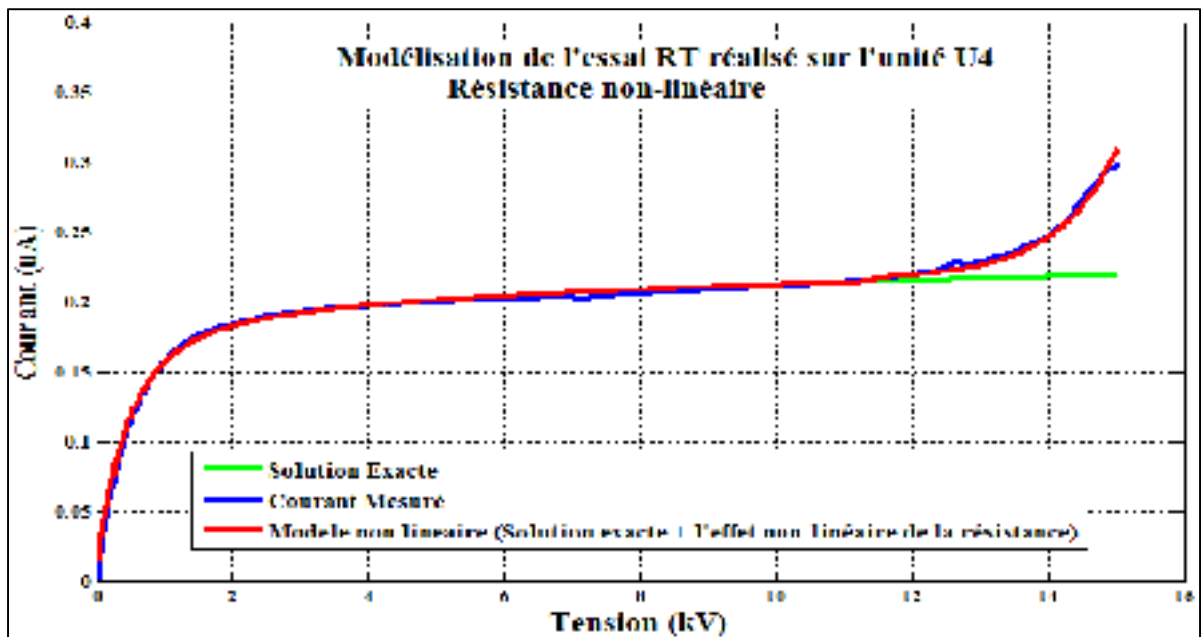


Figure 8-13 Résultats de l'essai PDT réalisé sur la barre de réserve B et les trois unités U4, U5 et U6

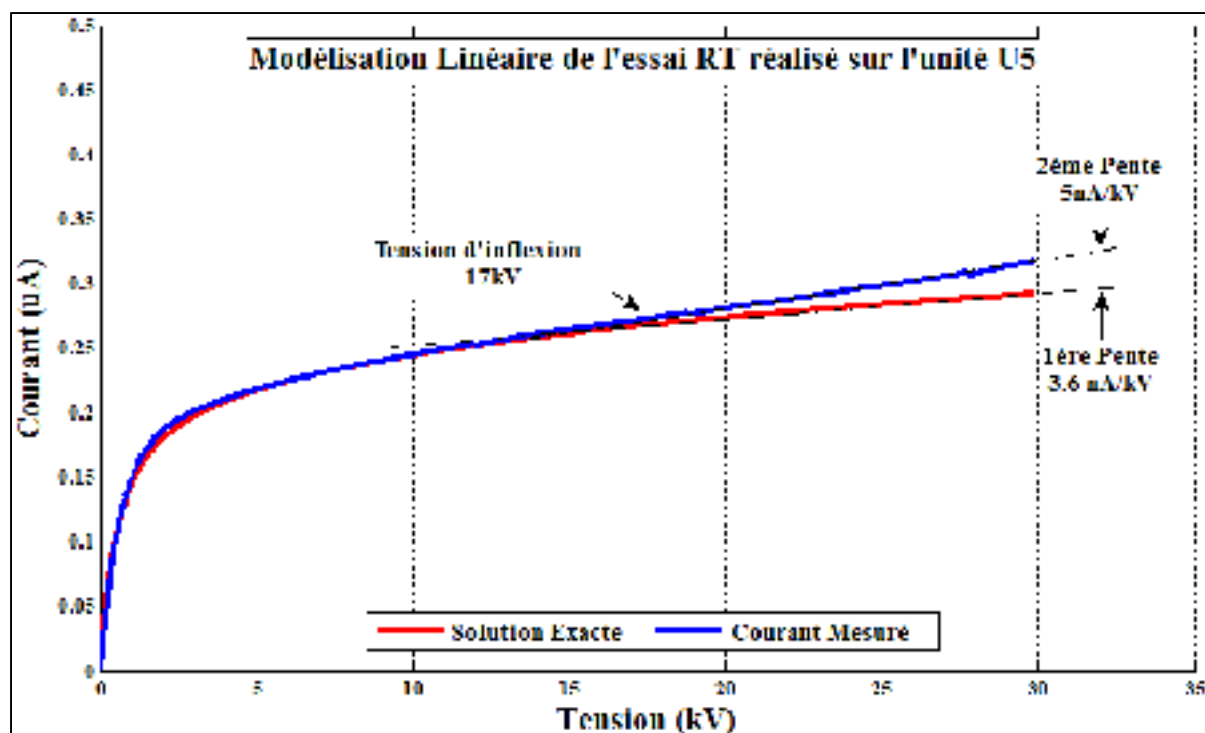


-a-

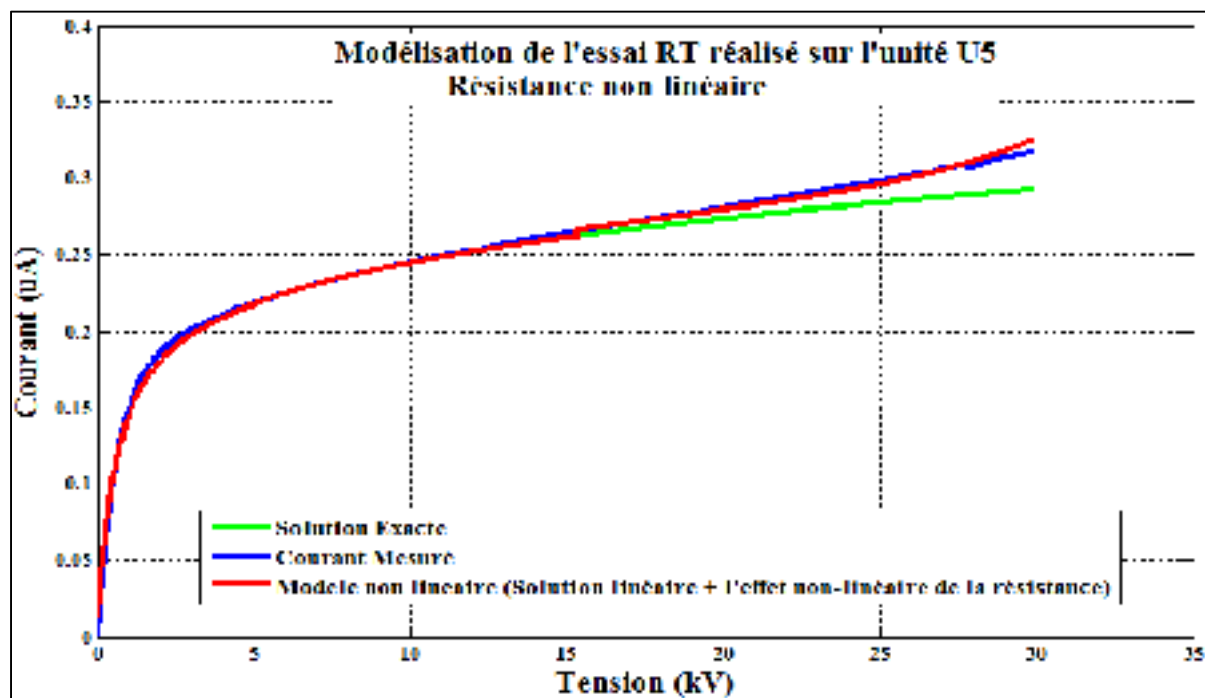


-b-

Figure 8-14 -a- Résultats de la modélisation linéaire de l'essai RT réalisé sur U4 utilisant la solution linéaire donnée par l'équation (5.21).-b- Résultats de la modélisation non linéaire de l'essai RT réalisé sur U4 en solutionnant l'équation (8.18)

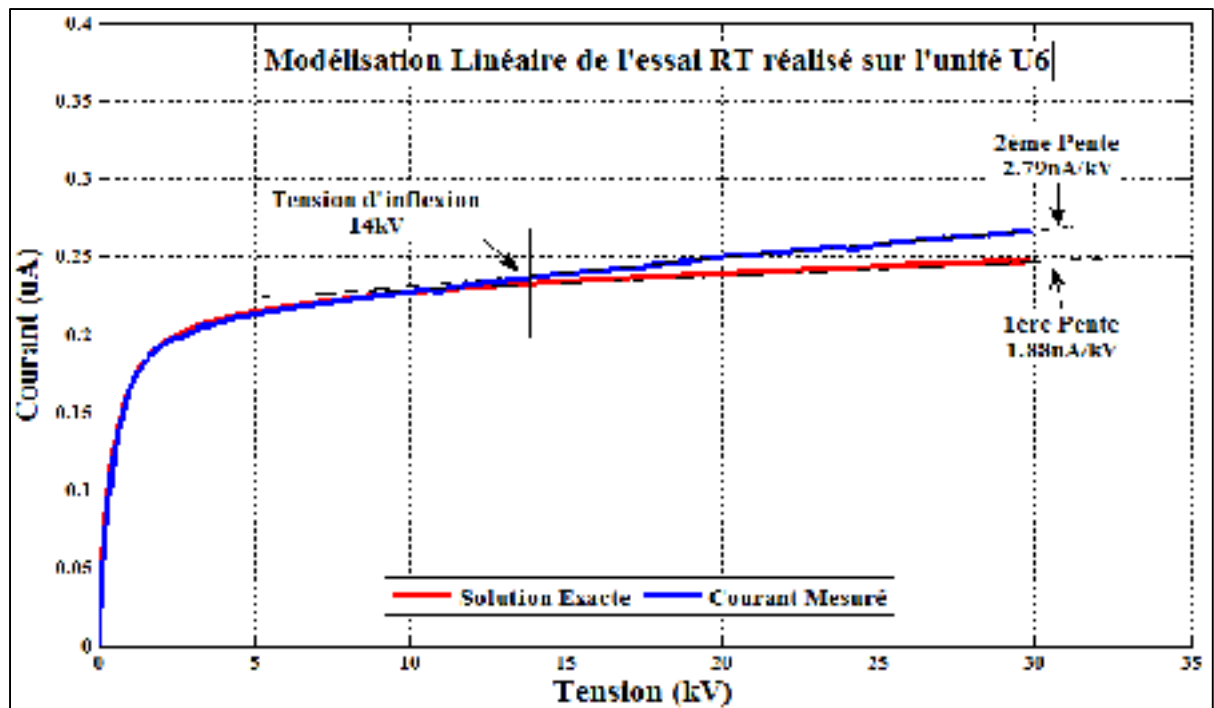


-a-

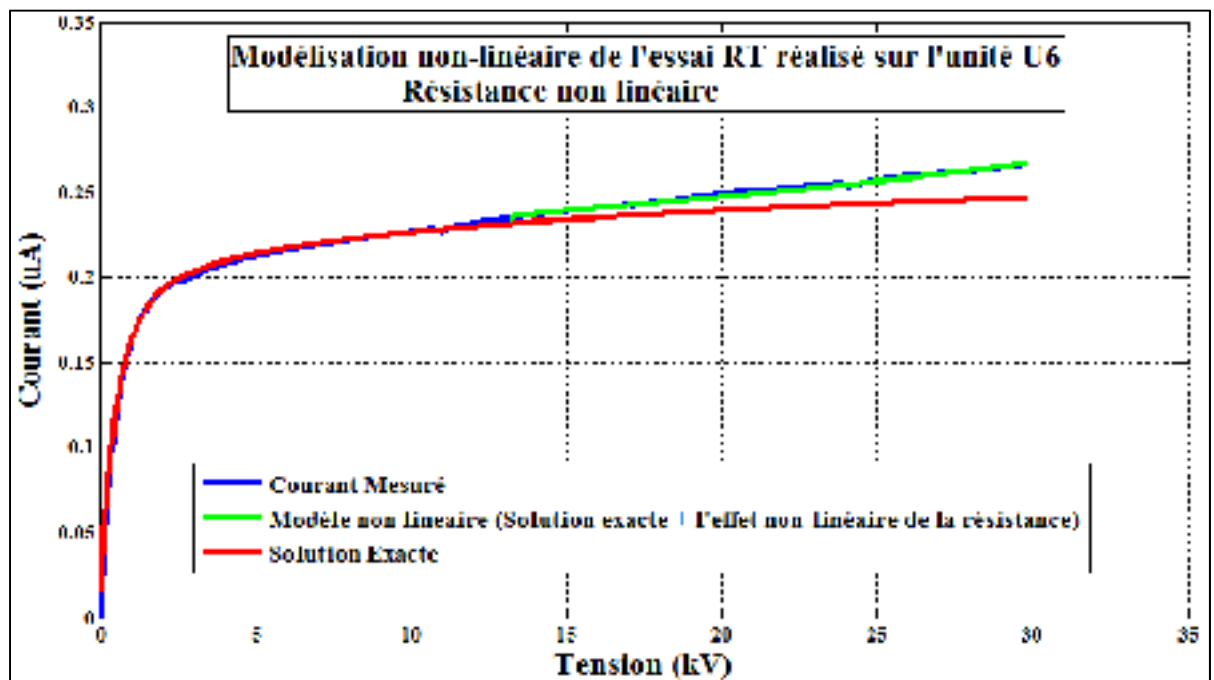


-b-

Figure 8-15 -a- Résultats de la modélisation linéaire de l'essai RT réalisé sur U6 -b- Résultats de la modélisation non linéaire de l'essai RT réalisé sur U6



-a-



-b-

Figure 8-16 -a- Résultats de la modélisation linéaire de l'essai RT réalisé sur U6 -b- Résultats de la modélisation non linéaire de l'essai RT réalisé sur U6

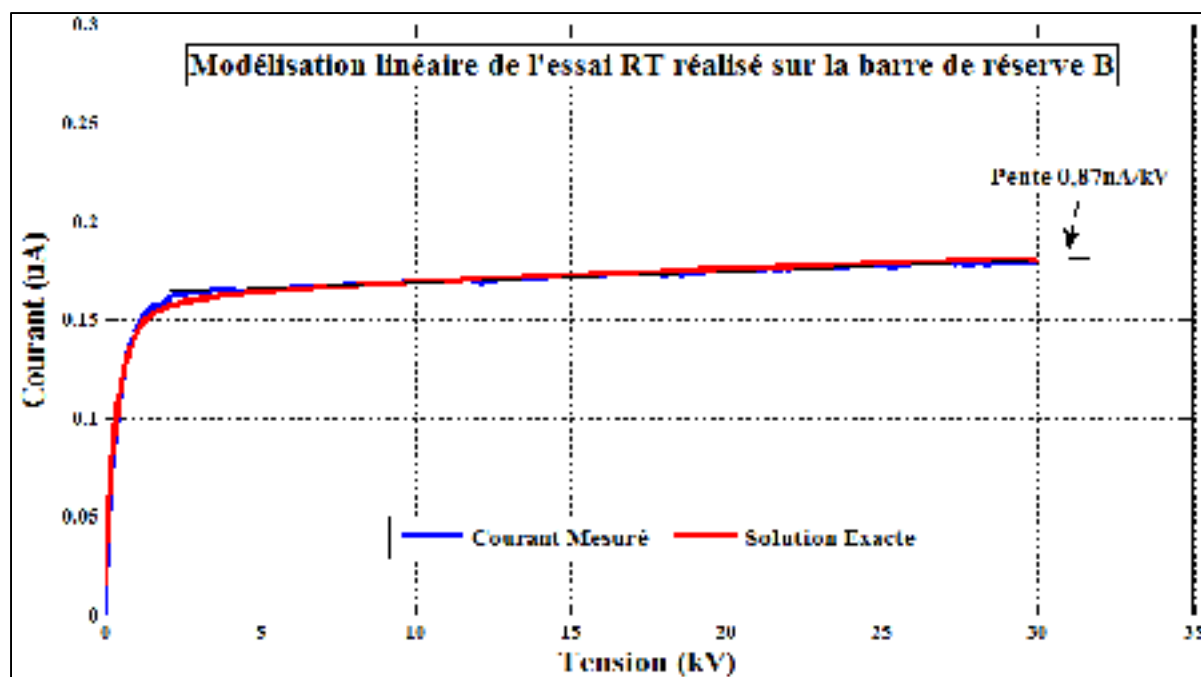


Figure 8-17 Résultats de la modélisation linéaire de l'essai RT réalisé sur la barre de réserve B utilisant la solution linéaire donnée par l'équation (5.21)

Tableau 8-4 Résultats de la modélisation de l'essai RT réalisé sur la barre de réserve B et sur les trois unités U4, U5 et U6

Unités	Barre de Réserve B	U4	U5	U6
K_I	0.0519	0.116	0.1296	0.164
n	0.95	0.90	0.90	0.80
$R_L(T\Omega)$	1000	27.86	13.91	12.27
$IP (5kV)$	4.50	7.78	6.21	7.67
$RI @ 40^\circ C (G\Omega)$	200	81.54	38.27	72.80
$I_{fuite} @ 15kV (nA)$	0.514	75.69	3.58	1.30
$I_{fuite} @ 29kV (nA)$	3.39	-	18.84	15.90
$Tension d'inflexion (kV)$	-	11.40	17	14
$A1$	-	0.160	0.502	0.666
$A2$	-	12.60	1.872	2.991

CONCLUSION

La fusion et l'utilisation des deux essais *RT* et *PDT* comme outil de diagnostic de l'état du système d'isolation de l'enroulement statorique sont avérées très efficace durant la réalisation de ce projet de thèse. La combinaison de ces deux essais a permis de contourner les limites que représentent chaque méthode et de servir comme un moyen efficace pour valider un résultat trouvé par l'une des deux méthodes. Ces deux méthodes sont en mesure de détecter plusieurs types de défauts sans endommager davantage le système d'isolation en question.

Il n'y a pas une simple expression mathématique qui peut représenter le courant d'absorption en fonction du temps quand le système d'isolation est soumis à un essai *PDT* ou à un essai *RT*. D'ailleurs, comme il faut le souligner et le rappeler, l'expression du courant d'absorption en fonction du temps utilisée dans cette recherche est empirique. On a vu que le courant d'absorption circulant dans les têtes de bobines (parties hors-fer) ainsi que la distribution de la tension aux niveaux des surfaces de celles-ci, présentent des complications additionnelles à la modélisation du courant de charge total. Par exemple, l'isolation des têtes de bobines est d'une épaisseur et d'une qualité différente donnant des valeurs de K_I et n différentes et elle est très sensible à la contamination des têtes des bobines et à l'absorption d'humidité. Donc, pour bien simuler le comportement diélectrique d'un système d'isolation il faut que tous ces phénomènes soient modélisés d'une façon précise. Lors de ce projet de thèse, les résultats de la modélisation linéaire et non linéaire trouvés par les deux méthodes ont été proches aux mesures et du même ordre de grandeur.

L'instrumentation de mesure utilisée durant ce projet, en l'occurrence l'appareil *PDT/RT*, est un prototype de l'appareil actuellement régulièrement utilisée par Hydro-Québec pour des essais sur les enroulements statoriques de ses alternateurs (en réalité Hydro-Québec a amélioré ce prototype depuis et utilise un appareil semblable mais plus robuste et plus performant). C'est une version industrialisée qui est compact et conséquemment plus facilement transportable que la précédente développée dans le cadre d'une collaboration avec Hydro-Québec. Ce

développement a impliqué la fabrication d'un boîtier adapté à la source Spellman ainsi que des différentes composantes internes (carte, support pour le relais, câblage).

Nous avons pu constater que lorsque l'on applique raisonnablement une pente de tension très lente lors d'un essai *RT*, le courant capacitif est faible permettant la visualisation des petits changements dans les courants de polarisation, de conduction et d'ionisation. Une isolation de haute qualité montrera une réponse de courant versus tension linéaire sur toute la gamme de tension appliquée. Pour une isolation dégradée, une réponse non-linéaire de la courbe courant versus tension sera observée. Par exemple, cette non-linéarité a été observée dans le cas des deux barres de réserve B2 et B3. Dans ces cas, l'absorption de l'humidité a contribué directement à l'accroissement du courant de fuite. Un milieu humide peut aussi causer des décollements internes dans l'isolation principale puisque l'humidité contenue dans l'atmosphère peut agir comme un plastifiant pour la délamination du renfort dans les matériaux composites. De plus, l'effet couronne peut se produire si ces défauts de décollements et de contaminations apparaissent sur les extrémités de l'enroulement statorique. Conséquemment, il est souhaitable qu'un équipement électrique opère dans un environnement peu pollué et peu humide.

Les vieillissements thermoélectriques en laboratoire (température et tension élevées) ne semblent pas modifier de façon importante la structure de l'isolation de masse des barres de réserve et des barres âgées. Toutefois, ces vieillissements ont causés une considérable dégradation des parties développantes menant à une augmentation importante de la conductivité surfacique du revêtement anti-effluves. Cette dégradation progressive du système d'isolation a été caractérisée par l'apparition d'un pic de relaxation, clairement visualisé lors d'un essai *PDT*, résultant de la polarisation interfaciale entre l'extrémité de la partie conductrice du revêtement anti-effluves et l'isolation de bout de la barre. Ce pic de relaxation s'effaçait à mesure que la tension d'essai augmentait.

L'application de la tension rampe à l'objet d'essai doit avoir une forme la plus proche possible à une forme d'une rampe idéale particulièrement lorsqu'on teste des barres ou des

enroulements. Dans ce sens, l'utilisation d'une résistance de grande valeur dans le circuit de mesure en série avec l'échantillon mènera à une déformation de la portion initiale de la réponse du courant avant 3kV dans le cas d'un essai *RT* et pendant les premières minutes dans le cas d'un essai *PDT*. Cette contribution capacitive peut masquer la contribution de la partie anti-effluves ainsi que l'effet Snacking si l'isolation souffre d'une délamination importante. Par exemple pour un enroulement ayant une capacité phase-terre de 1 microfarad, c'est mieux d'utiliser une résistance série (ou résistance de mesure) de 2 Méga-Ohm, c'est-à-dire une constante de temps de 2 secondes, afin de seulement limiter les distorsions dans la réponse du courant et de ne pas masquer la réponse des parties hors-fer lors d'un essai rampe.

Finalement, deux modèles ont été présentés pour caractériser l'effet de la résistance non-linéaire et l'effet du phénomène appelé Snacking. Ce dernier semble être causé par une multitude de facteur dont la délamination pourrait faire partie. Les résultats de la modélisation de ces deux phénomènes semblent être en accord avec les valeurs mesurées.

RECOMMANDATIONS

Bien qu'aucun essai de diagnostic jusqu'à nos jours ne soit idéalement capable de détecter tous les problèmes ou les défauts propres à l'isolation de masse d'un enroulement statorique, les résultats et les analyses fournies dans cette thèse offrent une illustration pratique des capacités des deux méthodes *RT* et *PDT* de distinguer entre une isolation en bon état et une isolation dégradée par certains types de défaut. Donc, à la suite de ce travail, on recommande les points suivants pour la suite du projet :

- ✓ Faire une collection de données des mesures *RT* et *PDT* en laboratoire et sur terrain utilisant un système de mesures semblable à celui présenté dans ce projet. Ceci est afin de déterminer les limites de ce systèmes et de prévoir des améliorations futur.
- ✓ La méthode *PDT* s'est avérée être sensible à l'absorption d'humidité et la contamination du système d'isolation. Donc, il est recommandé de mener une investigation détaillée afin d'évaluer l'impact de l'absorption d'humidité à la fois en volume et en surface de l'isolation pour différentes technologies.
- ✓ Les mesures *PDT* réalisées sur les parties anti-effluves en laboratoire ont révélées que lors des différents vieillissements des modifications importantes des propriétés des revêtements anti-effluves ont été enregistrées. Donc, il est pertinent d'étudier l'effet du vieillissement sur différents types de revêtements anti-effluves (ruban SiC, peinture SiC, R4...etc.).
- ✓ Étudier en profondeur la sensibilité des deux méthodes *RT* et *PDT* à l'érosion des peintures dues aux vibrations.
- ✓ Les paramètres K_I et n ont été utilisés pour déterminer l'amplitude du courant d'absorption et les résultats ont montrés que cette amplitude varie en fonction de différentes technologies d'isolation. Par conséquent, il est important de connaitre la grandeur considérée normale ou non normale de ce courant pour différentes technologies d'isolation.
- ✓ Refaire vieillir les barres présentant du Snacking afin d'étudier en profondeur ce phénomène et de pratiquer des dissections et des observations sur microscope

électronique afin de déterminer s'il y a des décollements ou de la délamination des couches internes de l'isolation époxy-mica.

- ✓ Amélioration et développement du logiciel d'analyse des courbes utilisé lors de cette recherche afin de faire des interprétations et des rapports sur place pour les utilisateurs.
- ✓ Étendre le champ d'application de cette méthode aux transformateurs de puissance (papier-huile) et aux câbles souterrains HT et MT.
- ✓ Revoir l'algorithme de diagnostic utilisé par Hydro-Québec à la lumière des données collectées sur le terrain depuis maintenant plus d'une dizaine d'années.

ANNEXE I

Revêtement anti-effluves à base de Silicium de Carbure versus Oxyde de Fer

- **Analyse des mesures sur les parties droites des barres**

Des anneaux de garde ont été utilisés sur les barres T1 et T2, présentées au Tableau 7-6 à la section 7.7 du chapitre 7, afin de séparer la réponse de la partie droite de celle de la partie hors-fer. La technique de garde utilisée consiste à l'application d'un ruban conducteur enroulé autour des développantes à quelques centimètres de la jonction des peintures. L'avantage majeur de cette technique est d'éviter une modification permanente et irréversible de la barre. Elle est rapide mais moins efficace. La Figure-A I-1 montre la configuration d'électrode utilisée pour séparer la partie droite de la partie hors fer.

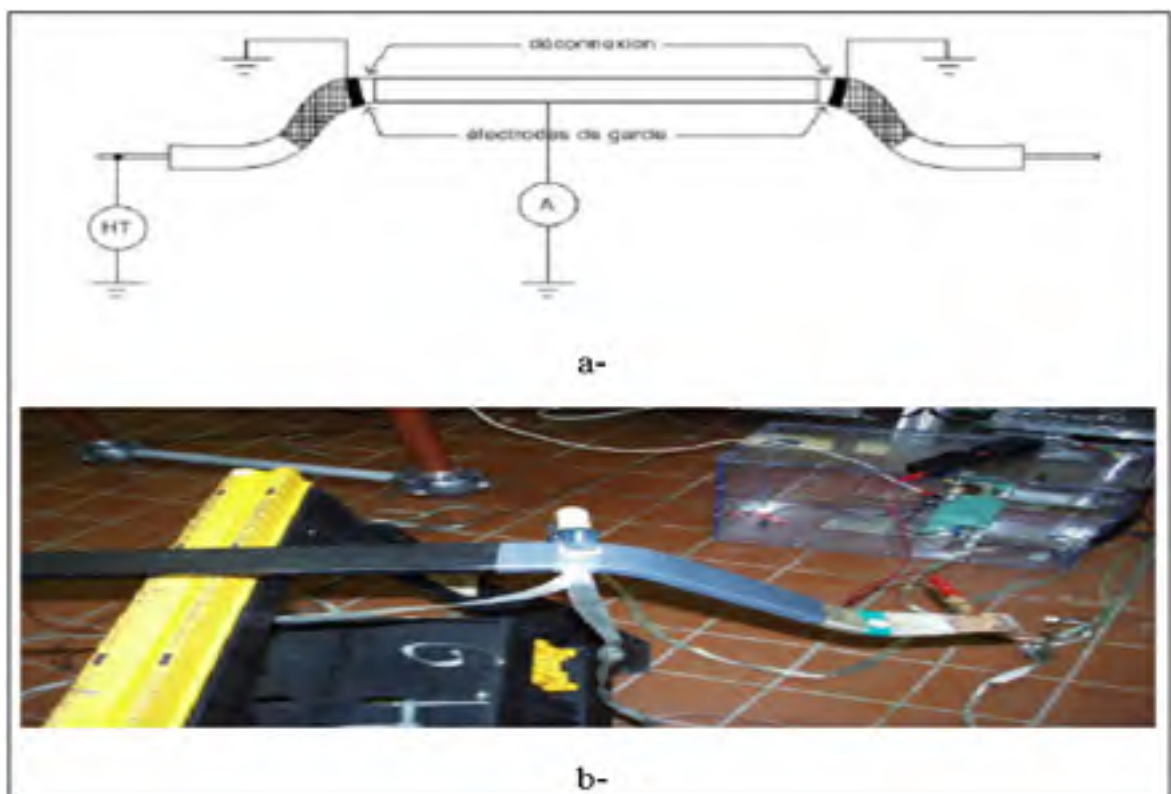


Figure-A I-1 Configuration (-a- et -b-) permettant de mesurer la contribution de la partie droite au signal total en utilisant un découpage de la peinture semi-conductrice [91]

Dans ce sens des essais *PDT* ont été réalisés sur les deux barres T1 et T2 pour extraire la réponse de la partie droite seulement. Le résultat obtenu sur la barre T1, présenté à la Figure A I-2, ne montre aucune déformation dans les courbes de courant de charge et de décharge et la réponse reste linéaire jusqu'à la tension maximale. Dans le cas de la barre T2, le résultat présenté à la Figure-A I-3 montre une déformation à 1kV beaucoup moins importante comparée à celle obtenue sur la barre complète (voir la Figure 7-20). Le fait de trouver encore des traces de cette déformation sur la courbe de la partie droite peut provenir de la non-efficacité de la méthode de garde utilisée. On remarque aussi que, jusqu'à la tension maximale, les courbes sont linéaires et ne possédant pas de conductivité volumique mesurable pour ce type d'essai. Ceci confirme que le pic de relaxation observé lors des mesures sur les barres complètes provient essentiellement de la partie hors-fer. Les deux résultats obtenus sur les parties droites des barres T1 et T2, indique qu'au-delà de 5kV la réponse totale des deux barres provient uniquement de la partie droite (isolation de masse). De ce fait on peut dire que pour obtenir des paramètres qui soient surtout représentatifs de l'isolation de masse, une possibilité est d'utiliser le niveau de tension de 5kV comme niveau de base pour établir une analyse des courbes. Conséquemment, les valeurs calculées, présentées au Tableau-A I-1, des paramètres inconnus du modèle de la réponse de la partie droite sont déterminées en utilisant un niveau de base de 5kV.

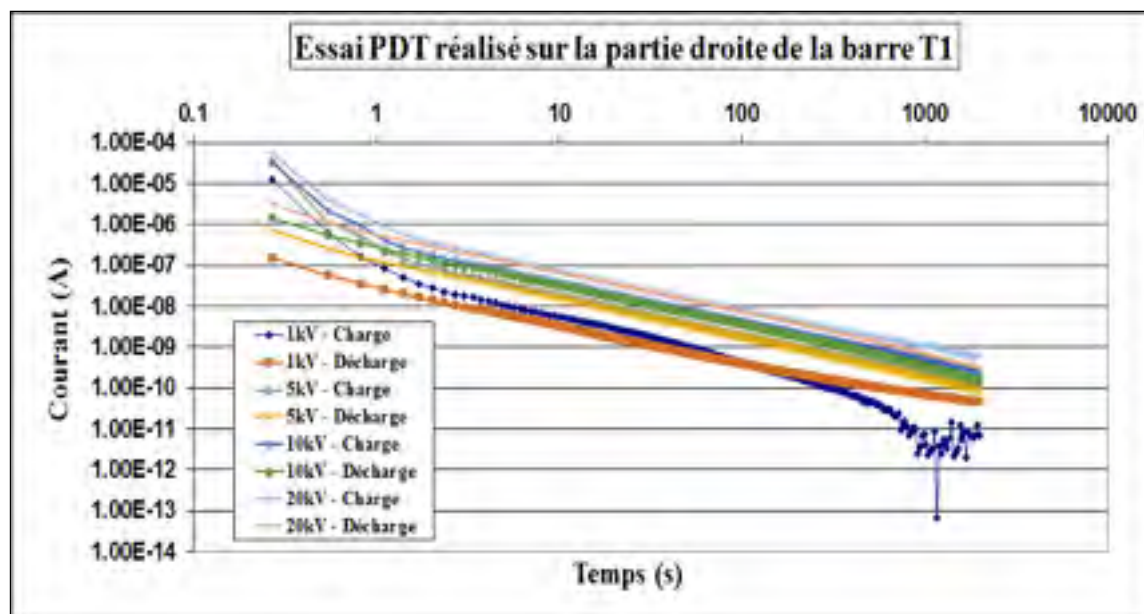


Figure-A I-2 Résultats de l'essai *PDT* à quatre niveaux de tension réalisé sur la partie droite de la barre T1

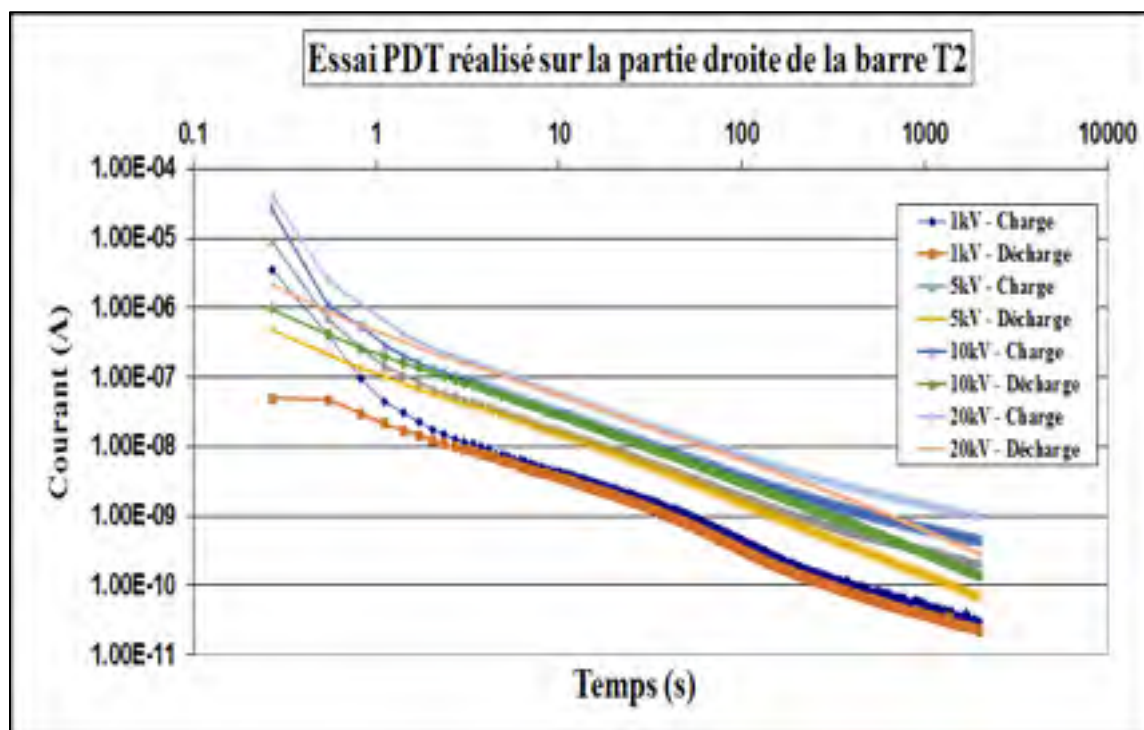


Figure-A I-3 Résultats de l'essai *PDT* à quatre niveaux de tension réalisé sur la partie droite de la barre T2

- **Analyse des mesures sur les développantes**

La configuration d'électrode utilisée pour la mesure des propriétés électriques de la partie hors fer des deux barres T1 et T2 est illustrée à la Figure-A I-4. Dans ce cas on mesure essentiellement le courant de charge provenant des courants de surface circulant entre les deux électrodes. Dans cette configuration l'électrode centrale (le cuivre) est laissée flottante afin d'éviter la perturbation de la distribution des lignes équipotentiellles pour que le champ électrique tangentiel soit homogène et correspondant à la différence de potentiel entre les deux électrodes divisée par la distance entre celles-ci.

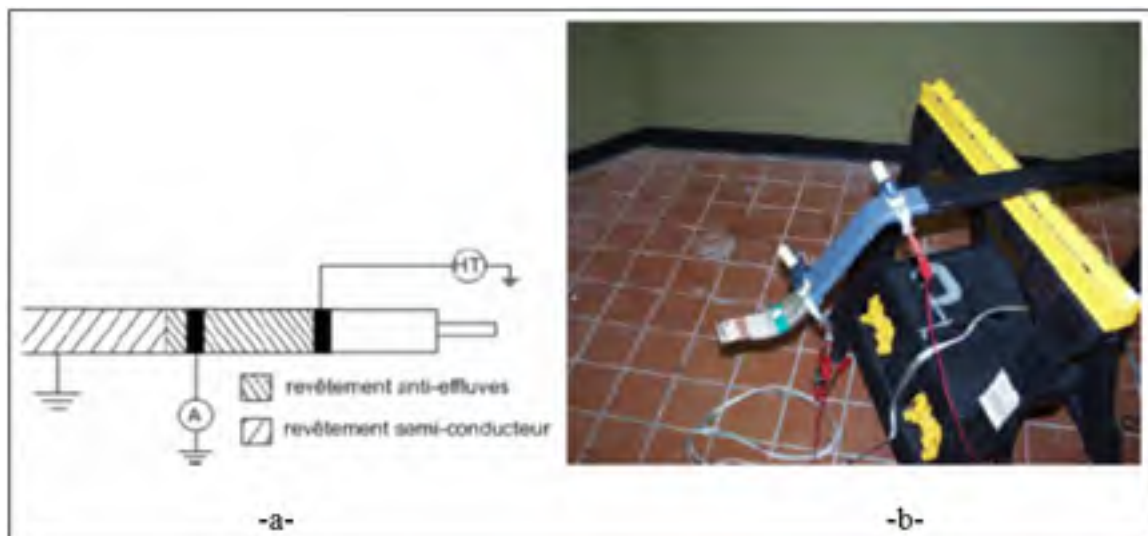


Figure-A I-4 Configuration permettant de mesurer les propriétés du revêtement anti-effluves : -a- Schéma -b- Photo du montage.
Le cuivre central est laissé flottant [91]

Les Figures A I-5 et A I-6 illustrent les mesures *PDT* effectuées sur les développantes des barres de réserves T1 et T2 à quatre échelons de tension 1kV, 5kV, 10kV et 15kV. Dans le cas de la barre T1, la mesure a été effectuée sur les deux développantes simultanément montées en parallèle. Pour la barre T2, la mesure du courant de charge illustrée est celle prise sur une seule développante multipliée par deux. Ces deux figures montrent des propriétés assez semblables, c'est-à-dire celles d'une résistance non linéaire. Dans les deux cas, les courants de charge plafonnent très rapidement et un courant de conduction directe stable s'établit.

On constate aussi dans le cas de la barre T2, une conductivité de surface apparente en DC plus importante que celle de la barre T1. Cette constatation n'est pas surprenante puisque le système anti-effluve de la barre T2 est fortement non linéaire.

Le Tableau-A I-1, présenté ci-dessous, montre les valeurs numériques des résistances par unité de longueur des deux revêtements anti-effluves provenant des mesures expérimentales sur les développantes et de la modélisation du courant de charge utilisant l'équation 7.50. Ces résultats sont comparables et sont du même ordre de grandeur comme le montre la Figure-A I-7 présentée ci-dessous.

Tableau-A I-1 Valeurs des résistances par unité de longueur issues des mesures et de la modélisation de l'essai *PDT* réalisé sur les parties hors-fer des deux barres T1 et T2

Type d'essai	Essai PDT			
Barres	T1		T2	
Mesures / Modélisation	Mesures	Modélisation	Mesures	Modélisation
r @ 1kV (GΩ/m)	521.65	558.53	387.03	402.60
r @ 5kV (GΩ/m)	175.25	240.62	165.17	242.30
r @ 10kV (GΩ/m)	66.02	106.07	80.46	147.86
r @ 15kV (GΩ/m)	37.92	51.73	42.72	95.89

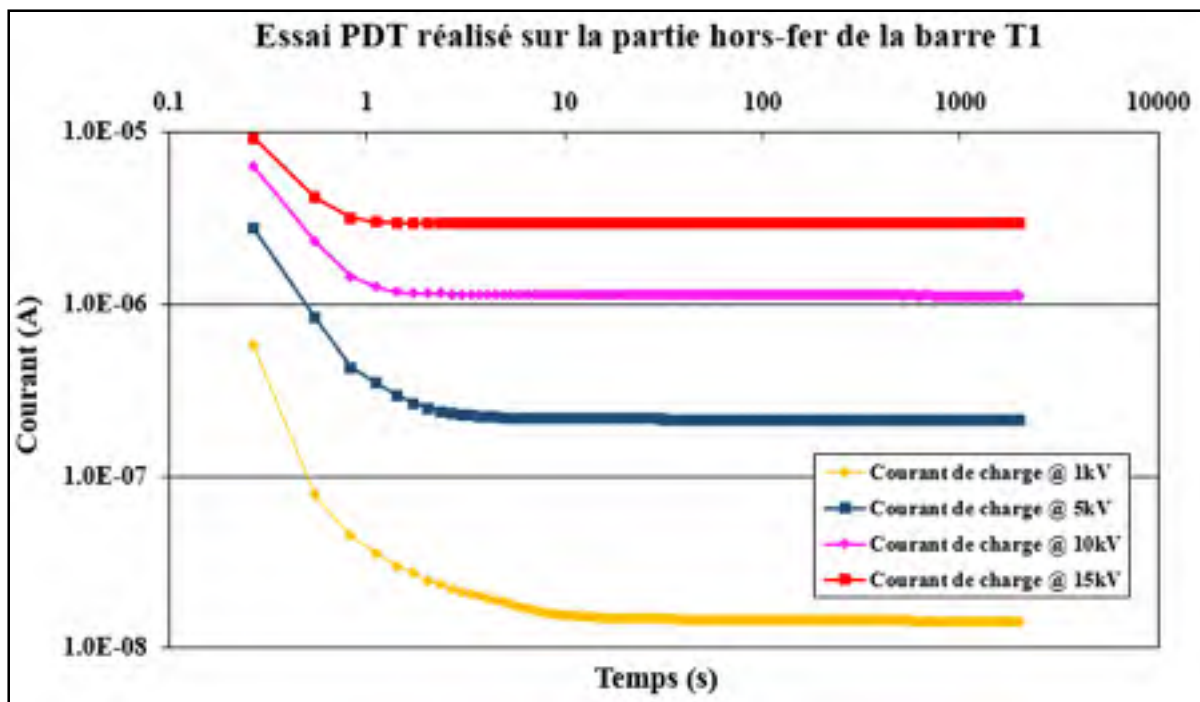


Figure-A I-5 Résultats de l'essai *PDT* à quatre niveaux de tension réalisé en laboratoire sur la partie développante de la barre T1 [91]

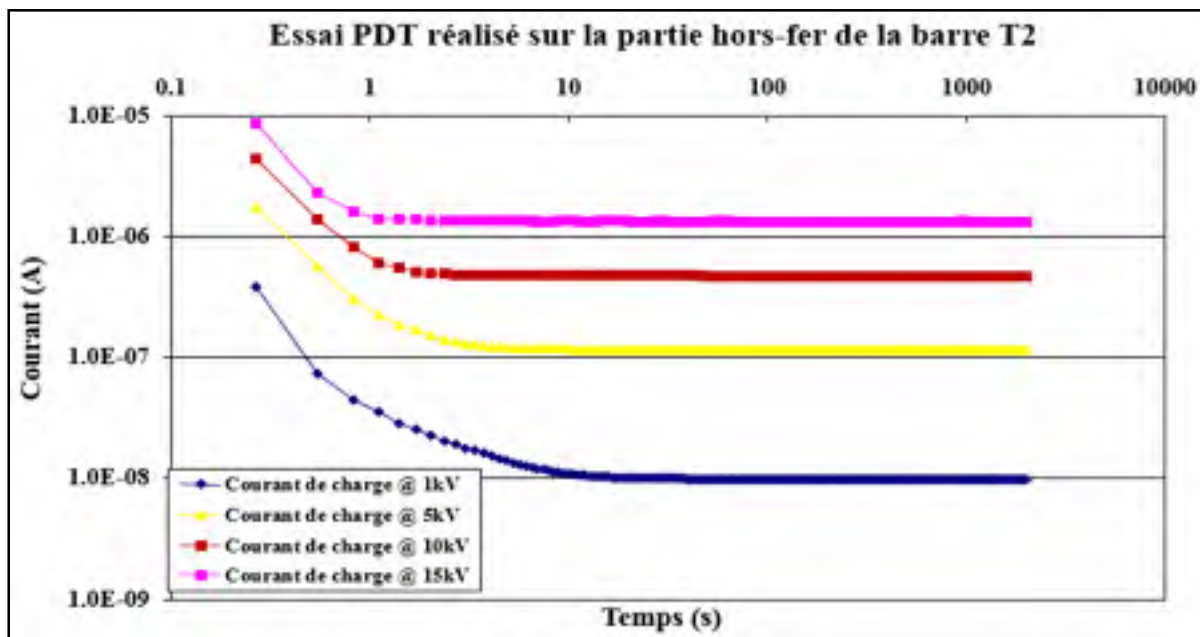


Figure-A I-6 Résultats de l'essai *PDT* à quatre niveaux de tension réalisé en laboratoire sur la partie développante de la barre T2 [91]

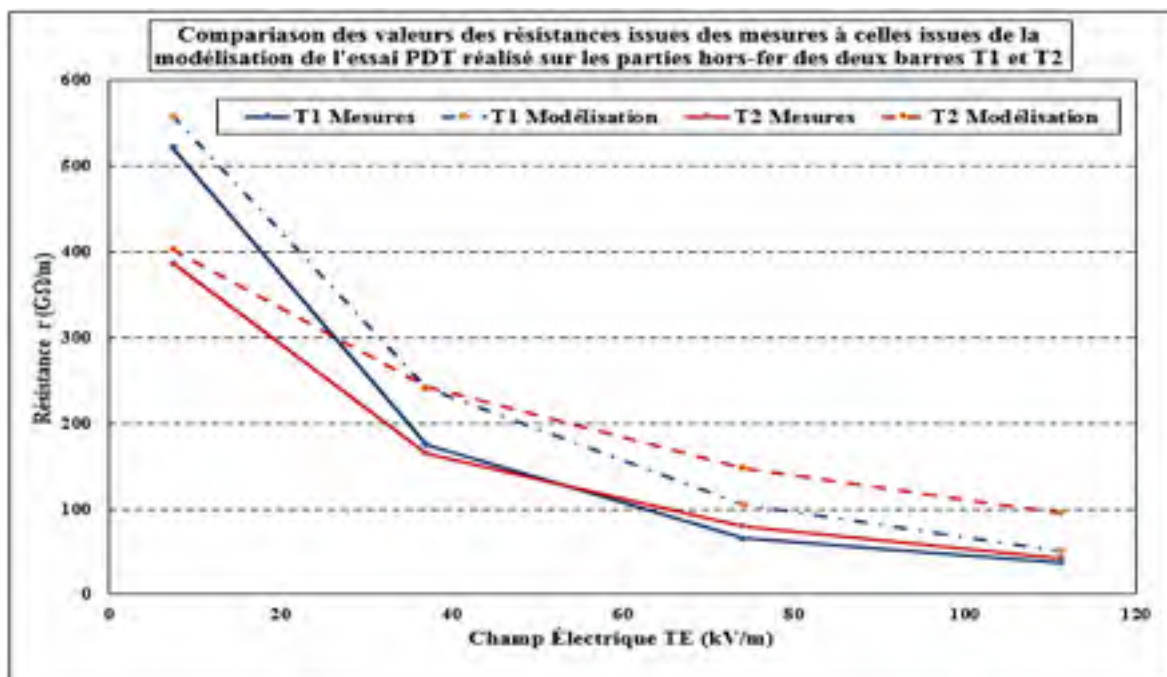


Figure-A I-7 Résultats de la résistance en fonction du champ électrique des essais *PDT* réalisés en laboratoire sur les parties développantes des barres T1 et T2

- **Revêtement anti-effluves à base d'oxyde de fer**

Pour comparer le comportement diélectrique d'un revêtement anti-effluve à base de SiC à un autre type de revêtement, une mesure *PDT* a été menée sur une barre de réserve B9 munie de revêtement anti-effluve à base d'Oxyde de fer (peinture R4 d'Alstom). De nos jours ce type de revêtement n'est plus utilisé en industrie. Les résultats de cette mesure sont présentés à la Figure-A I-8. Une autre barre de réserve B10 ayant un revêtement anti-effluves à base de l'oxyde de fer, a subi un essai *PDT* mais seuls les résultats des résistances en fonction du champ électrique appliqué sont comparés à ceux obtenus sur la barre B9 (oxyde de fer) et les barres T1, T2 et T3 (Carbure de silicium) comme il est présenté à la Figure-A I-9. Cette dernière montre une signature différente que celle provenant du revêtement anti-effluves à base de SiC, présentée aux paragraphes précédents. En effet, ce type de revêtement (à base d'Oxyde de fer) a un contrôle du champ plutôt capacitif que résistif et il est beaucoup moins conducteur comparé à celui à base de SiC, comme il est illustré à la Figure-A I-9. Les barres utilisant cette

technologie souffrent souvent de décharges couronne même à des niveaux de tension beaucoup plus bas comparées à la technologie basée sur le carbure de silicium.

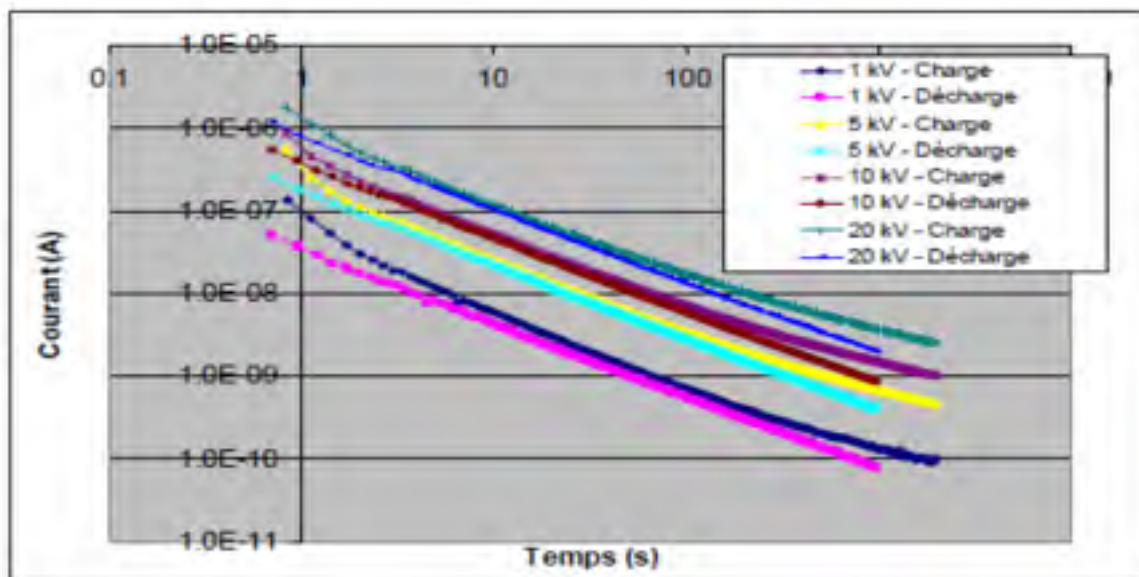


Figure-A I-8 Essai *PDT* réalisé sur la barre de réserve B9 [91]

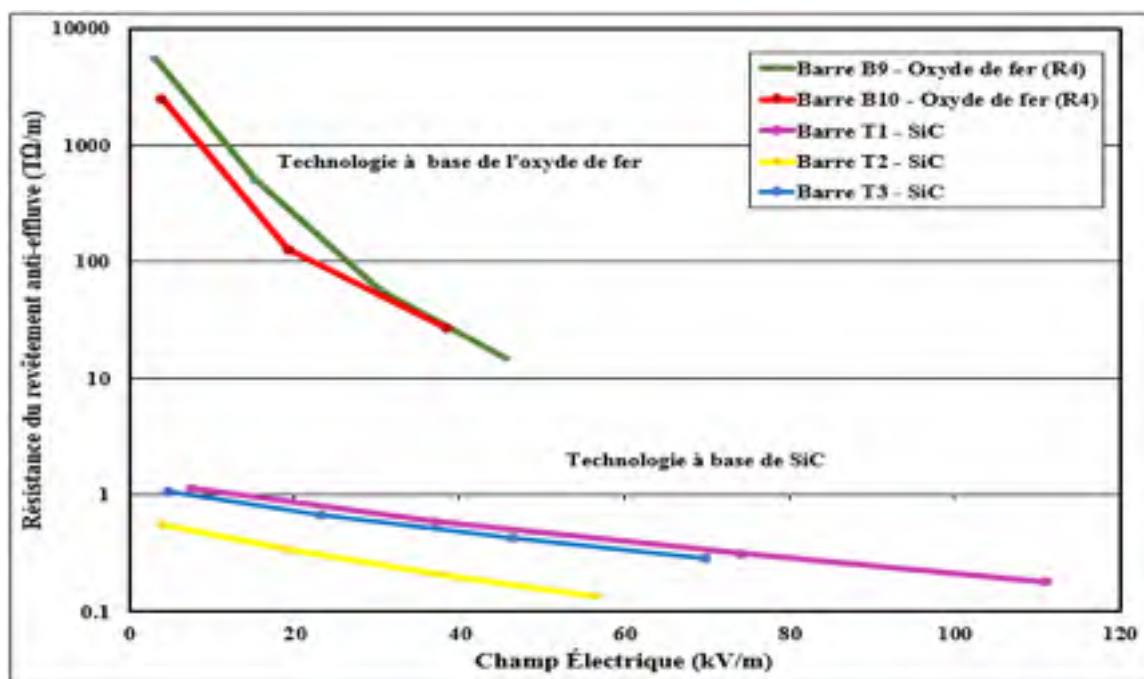


Figure-A I-9 Résultats des résistances en fonction du champ électrique appliqué, pour les deux technologies suite à un essai *PDT* [91]

ANNEXE II

Analyse de l'effet Snacking

Les résultats de cette mesure sont présentés à la Figure-A II.1. Le type de signature de décharges obtenu est celui d'une activité de décharges partielles internes au niveau de l'isolation. C'est très probable que la source de ces décharges soit la délamination ou les vacuoles qui sévissent dans le volume de l'isolation. Cependant, le Tableau-A II-1 nous informe que la quantité des décharges négatives dépasse celle des décharges positives de presque 8%. Selon [79, 98] lorsque le nombre de décharges négatives est supérieur à celui des décharges positives, il y a une grande probabilité que l'isolation de masse souffre de la délamination à l'interface conducteur-isolant. Dans notre cas, la différence de 8% est équivalente à une petite délamination à l'interface conducteur-isolant. Donc à un faible effet de Snacking comme il est montré à Figure-A II-1, présentée ci-dessus.

Tableau-A II-1 Quantité de décharges positives et négatives

	Décharges positives	Décharges négatives	Différence (%)
Nombre	95124	102653	7.91

Une dissection a été pratiquée sur cette même barre comme le montre la Figure-A II-2. Cette dernière est une image stéréographique de la partie coupée. On peut voir sur cette image une présence d'une petite délamination au niveau de l'interface conducteur-isolant et aussi aux alentours du revêtement semi-conducteur.

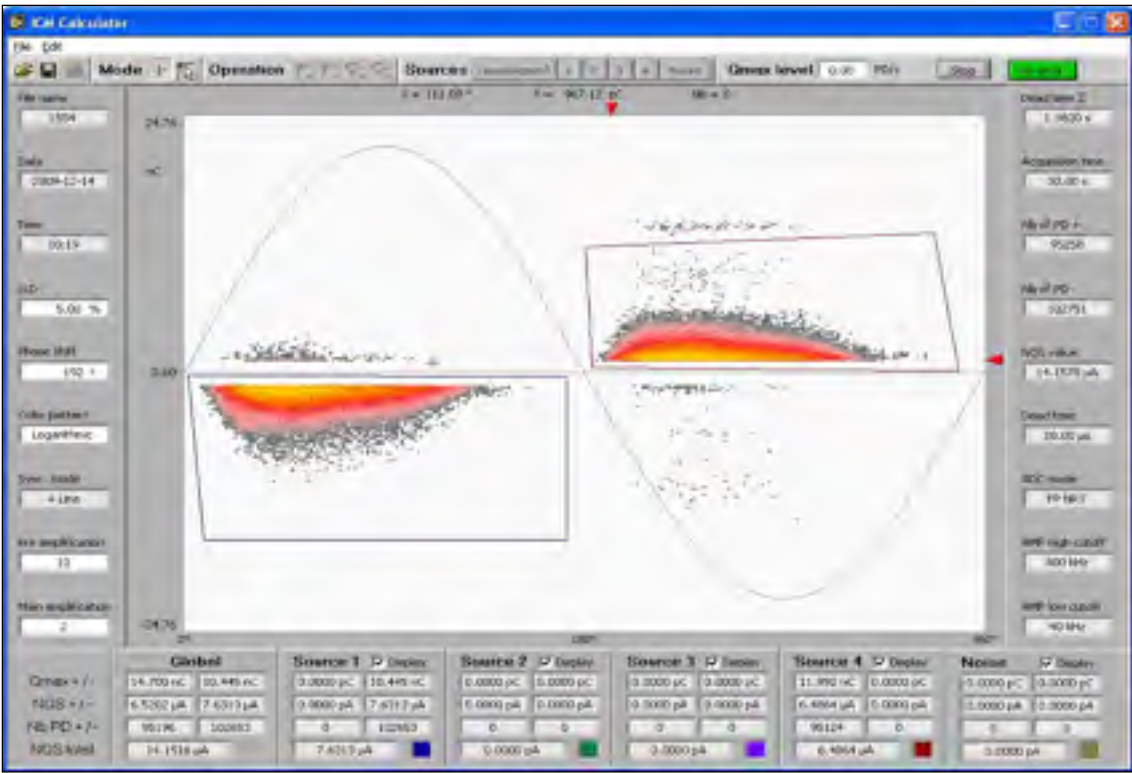


Figure-A II-1 Signature de la décharge en fonction de l'angle de phase obtenue sur la barre vieillie [97]



Figure-A II-2 Photos de la dissection réalisée sur la barre après vieillissement [97]

ANNEXE III

Les essais hors service les plus utilisés pour le diagnostic des enroulements statoriques

Nom	Description	Difficulté d'exécution	Efficacité	Normes Appropriées
Résistance d'isolation (RI)	Application de la tension c.c pendant 1 minute pour la mesure du courant de fuite	Facile	Seulement pour la détection de la contamination de ou de sérieux défauts	IEEE 43
Indice de polarisation (IP)	Rapport de la résistance d'isolation entre la mesure de 1min et de 10 min	Facile	Seulement pour la détection de la contamination de ou de sérieux défauts	IEEE 43
Haute tension c.c (Hipot)	Application de la tension c.c pendant 1 min	Facile	Seulement pour la détection des défauts sérieux	IEEE 95
Haute tension c.a (Hipot)	Application de la tension c.a pendant 1 min	Modérée, en raison du besoin d'un grand transfo	Plus efficace que la haute tension c.c	NEMA MGI ou IEC 60034
Capacité	Application de la HT ou BT tension pour la mesure de la capacité d'enroulement à la masse	Modérée	Modérément efficace pour trouver des problèmes de fuite d'eau ou de température	
Facteur de dissipation (puissance)	Application de la haute ou la basse tension pour la mesure des pertes d'isolation	Modérée	Modérément efficace pour trouver des problèmes de fuite d'eau ou de température	IEEE 286 ou CEI 60894
La montée du facteur de puissance	Des différences dans la perte d'isolation entre la haute à la basse tension	Modérée	Efficace pour trouver des problèmes thermiques ou de contamination sévère pour les enroulements préformés	IEEE 286 ou IEC 60894
Desserrement des cales statoriques	Utilisation d'un marteau pour voir si l'isolation se lâche	Modérée	Efficace pour trouver des enroulements (préformés) à isolation desserrée	
Distance d'isolation de la fente	Insertion des jauges d'épaisseur sur le côté bas de la fente	Facile, après avoir insérer les jauges	Efficace pour trouver des enroulements (préformés) à isolation desserrée	

Nom	Description	Difficulté d'exécution	Efficacité	Normes Appropriées
Décharges partielles hors service	Valable pour la détection des impulsions de décharges partielles	Difficile	Trouve la plupart des problèmes à l'exception des vibrations des extrémités des enroulements préformés seulement	IEEE1434
Comparaison de la surtension	Application d'une surtension	Difficile de déterminer si une perforation s'est produite dans l'enroulement	Efficace pour trouver des problèmes répétitifs d'isolation pour les enroulements préformés et à fils jetés	IEEE 522
Desserrement des cales statoriques	Utilisation d'un marteau pour voir si l'isolation se lâche	Modérée	Efficace pour trouver des enroulements (préformés) à isolation desserrée	

ANNEXE IV

La table de la transformée de la Laplace

	Functions of time, $f(t)$	Laplace Transforms of $f(t)$, $L\{f(t)\}$
1	$f(t)$	$F(s)$
2	$x(t) + y(t)$	$X(s) + Y(s)$
3	$k.f(t)$	$K.F(s)$
4	$df(t)/dt$	$sF(s) - f(0)$
5	$d^n f(t)/dt^n$	$s^n F(s) - s^{n-1}f(0) - s^{n-2}f'(0) - \dots - f^{(n-1)}(0)$
6	$\int_0^t f(t).dt$	$F(s)/s$
7	1	$1/s$
8	t	$1/s^2$
9	e^{-a}	$1/(s+a)$
10	te^{-a}	$1/(s+a)^2$
11	$1-e^{-at}$	$a/s(s+a)$
12	$f(t-a), t \geq 0$	$e^{-as}F(s)$

BIBLIOGRAPHIE

- [1] C. Paynot, L. Lamarre, E. David and R. Taghizad, 2005. « The use of transient current for the evaluation of the condition of rotoric and statoric insulation systems of large synchronous rotating machines » *Proceedings of the Electrical Electronics Insulation Conference, EEIC/ICWA Exposition*. (Indianapolis, October 26 2005), pp. 78-81.
- [2] L. Rux and B. McDermid, 2001. « Assessing the Condition of Hydrogenerator Stator Insulation Using the Ramped High Direct-Voltage Test Method ». *IEEE Electr. Insul. Mag.*, Vol. 17, No 6, pp. 27-33.
- [3] T. Godin, E. David, J. Bellemare, 2006. « Experience with the Ramped Direct Voltage Method to Assess Stator Winding Insulation Condition », *HydroVision 2006*, Portland, USA.
- [4] B. McDermid, R. Gamblin 2007. « Use of Ramp Test to Expedite Return to Service of Damaged Stator Winding » *Proceedings of the Electrical Electronics Insulation Conference, EEIC/ICWA Exposition*. (Nashville October 22-24 2007), pp. 203-206.
- [5] M. Farahani, H. Borsi and E. Gockenbach, 2004. « Dielectric Spectroscopy in Time and Frequency Domain on Insulation System of High Voltage Rotating Machines ». *IEEE International Conference on Solid Dielectrics (ICSD 2004)*. (Toulouse 5-9 July 2004), Vol. 1, pp 60-63.
- [6] IEEE Std 43-2013, 2013. *IEEE Recommended Practice for Testing of Insulation Resistance of Rotating Machinery*. Institute of Electrical and Electronics Engineers, 37p.
- [7] IEEE Std. 95-2002, 2002. *Recommended Practice for Insulation Testing of Large Rotating Machinery with High Direct Voltage*. IEEE, Piscataway, NJ, 08855, 56p.
- [8] E. David, L. Lamarre, 2010. « Progress in DC Testing of Generator Stator Windings: Theoretical Considerations and Laboratory tests ». *IEEE Transactions on Energy Conversion*, page 49-58.
- [9] E. David and L. Lamarre, 2005. « Modelization of the low-frequency dielectric response of rotating machine stator insulation system ». In *Proc. 2005 Annu. Rep. Conf. Electr. Insul. Dielectr. Phenom. (CEIDP)*, pp. 257–260.
- [10] E. David and L. Lamarre, 2007. « Low-frequency dielectric response of epoxy– mica insulated generator bars during multi-stress aging ». *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 14, no. 1, pp. 212–226.

- [11] E. David, L. Lamarre and D. N. Nguyen, 2007. « Measurement of Polarization and Depolarization Currents for Modern Epoxy-Mica Bars in different conditions ». *Electrical Insulation Conference and Electrical Manufacturing Expo*, pp. 189–193.
- [12] CIGRÉ Working Group 15.01 Task Force 09, 2002. « Dielectric Response Methods for Diagnostics of Power Transformers ». *Electra*, pp.24-37.
- [13] IDA 200. *Insulation Diagnostic System*. Programma Electric AB.
- [14] B. V. Hamon, 1952. « An Approximate Method for Deducing Dielectric Loss Factor from Direct-current Measurement ». *Proc. IEE* (March 1952), Vol. 99, pp. 151-155.
- [15] R. Morin, R. Bartnikas, P. Ménard, 2000. « A Three-Phase Multi-Stress Accelerated Electrical Aging Test Facility for Stator Bars ». *IEEE Transactions On Energy Conversion* (June 2000), Vol. 15, pp. 149-156.
- [16] R. Bartnikas, R. Morin, 2004. « Multi-Stress Aging of Stator Bars with Electrical, Thermal and Mechanical Stresses as Simultaneous Acceleration Factors » *IEEE Transactions on Energy Conversion* (December 2004), Vol. 19, pp. 702-714.
- [17] Keithley 2001. *Data Acquisition and Control Handbook: a Guide to Hardware and Software for Computer Based Measurement and Control*, 1st edition. « Keithley Instruments Inc. », 210p.
- [18] Greg C. Stone, Edward A. Boulter, I. Culbert, H. Dhirani, 2014. *Electrical Insulation For Rotating Machines: Design, Evaluation, Aging, Testing, and Repair*, 2nd Edition. IEEE Press Series on Power Engineering. Published by John Wiley & Sons (July 2014), 629p.
- [19] University of Cambridge, 2014. *Dissemination of IT for the Promotion of Materials Science, DoITPoMS*. On-line courses, University of Cambridge, UK.
- [20] L. Rux, 2004. « The Physical Phenomena Associated With Stator Winding Insulation Condition As Detected By The Ramped Direct High-Voltage Method ». PhD thesis, Department of Computer and Electrical Engineering, Faculty of Mississippi State University, Mississippi, 181p.
- [21] R. Bartnikas, R. M. Eichorn, 1983. « Electrical Properties of Solid Insulating Materials: Molecular Structure and Electrical Behavior ». *ASTM Special Technical Publication* 783, (New Jersey 1983), Engineering Dielectrics, Vol. IIA, pp. 445-520.
- [22] J. C. Fothergill, 2007. « Ageing, Space Charge and Nanodielectrics: Ten things we don't know about dielectrics ». *IEEE 9th International Conference on Solid Dielectrics*, U.K., Winchester, pp. 1-10.

- [23] C.G. Carton, 1968. « Intrinsic and related forms of breakdown in solids ». *Alston LL, editor. High Voltage Technology*, United Kingdom: Oxford University press; pp. 144-183.
- [24] J.V. Champion, S.J. Dodd and G.C. Stevens, 1994. « Analysis and modelling of electrical tree growth in synthetic resins over a wide range of stressing voltage ». *J. of Phys. D: Applied Physics*, vol.27, p. 1020-1030.
- [25] A.k. Jonscher, 1983. *Dielectric Response in Solids*. Chelsea Dielectric Press, London, 380p.
- [26] A. Helgeson, U. Gäefvert, 1998. « Dielectric Response Measurements in Time and Frequency Domain on High Voltage Insulation with Different Response ». *Proc of International Symposium on Electrical Insulation Material*, pp 393-398.
- [27] V. Der Houhanessian, 1998. « Measurement and Analysis of dielectric response in Oil-Paper Insulation System ». PhD thesis, Swiss Federal Institute of Technology ETH, No. 12832, Zurich.
- [28] E. David, L. Lamarre, T. Godin, 2000. *Méthode ITERG*. « Rapport technique réalisé dans le cadre du projet : Méthodologie Intégrée de Diagnostic des Alternateurs », IREQ-2000-095. Institut de recherche d'Hydro-Québec.
- [29] F. I. Mopsik, 1987. « The Transformation of Time Domain Relaxation Data into the Frequency Domain ». *IEEE Transactions on Electrical Insulation*. Vol. EI-20, PP. 957-964.
- [30] H. St-Onge, 1976. « Electrical Conduction in 3-Percent Carbon-Filled Polyethylene Part I: Low Field Results ». *IEEE Transactions on Electrical Insulation*, Vol 11, pp. 20-27.
- [31] G. E. Johnson, E. W. Anderson, G. L. Link, D. W. McGall, 1975. « Fourier Transform Dielectric Spectrometer ». *American Chemical Society Division of Organic Coatings and Plastics Chemistry. Papers*, Vol. 35, pp 404-409.
- [32] S. A. Boggs and G. C. Stone, 1982. « Fundamental Limitations in the Measurement of Corona and Partial Discharge ». *IEEE Dielectrics and Electrical Insulation Society*, Vol. EI-17 issue 2, pp. 143-150.
- [33] M. Kaufhold, K. Schafer, K. Bauer, A. Bethge, J.A. Risse, 2002. « Interface phenomena in stator winding insulation, challenges in desing diagnosis, and service experience ». *IEEE Electrical Insulation Magazine*, Vol 18, n°2, pp 27-36.

- [34] A. Fukuda, 1997. « The Influence of Water Absorption on Dielectric Properties of Cycloaliphatic Epoxy Resin ». *International Conference on Properties and Application of Dielectric Materials* (Seoul, Korea, 1997), pp.58-61.
- [35] T. J. Lewis, 2001. « Ageing- A Perspective ». *IEEE Electrical Insulation Magazine*, Vol. 17, pp.7-16.
- [36] Vijendra K. Agarwal, 1989. « Aging of Multistressed Polymeric Insulators ». *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, Vol.24, pp.741-763.
- [37] Agarwal et al., 1995. « The Mysteries of Multifactor Ageing ». *IEEE Electrical Insulation Magazine*, Vol.11, pp.37-43.
- [38] J. W. Mackersie, 2000. « Ageing of Composite Machine Insulation with a Non-Linear Response ». *Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena*, Victoria BC, Canada, pp.756-759.
- [39] L. M. Rux, P. E., 2004. *Advantages of the Ramped Direct High-Voltage Method of Assessing Stator Winding Insulation Condition*. HCI Publications.
- [40] L. M. Rux, 1997. « High-Voltage DC Tests for Evaluating Stator Winding Insulation: Uniform Step, Graded Step, and Ramped Test Methods ». *IEEE Annual Report-Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena*. (Minneapolis, 1997), pp. 19-22.
- [41] B. L. McHenry, 1974. New Techniques in High Voltage Generator Insulation Tests. Ontario Hydro Research Quarterly, fourth quarter, Vol. 16.
- [42] United State Department of the Interior, Bureau of Reclamation, 1991. *Testing Solid Insulation of Electrical Equipment*. Facilities Instructions, Standards, and Techniques manual, Denver, Vol. 13-1, 53p. .
- [43] W. McDermid, 1993. « Insulation Systems and Monitoring of Stator Windings of Large Rotating Machines ». *IEEE Electrical Insulation Magazine* Vol.9 (4), pp.7-14.
- [44] A. Audoli, J. L. Drommi, 1991. « Analysis of Partial Discharges Measurements and Generator Technology Evolution ». *Proceeding of the 3rd International Conference on Properties and Applications of Dielectric Materials*. Tokyo, Japan, pp. 343-346.
- [45] A. Kutil, K. Fröhlich, 1995. « Partial Discharge Phenomena in Composite Insulation Materials ». *Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena*. Virginia Beach VA USA, pp. 343-346.

- [46] R. Vogelgang, al., 2003. « Effect of Electrical Tree Propagation on Breakdown in Mica Insulation ». *13th International Symposium on High Voltage Engineering*. Rotterdam, Netherlands, pp. 1-4.
- [47] B. R. Varlow, D. W. Auckland, 1996. « Mechanical Aspect of Electrical Treeing in Solid Insulation ». *IEEE Electrical Insulation Magazine*. Vol. 12, issue 2, pp. 21-26.
- [48] C. Hudon, N. Amyot, T. Lebey, P Castelan, N. Kandev, 2000. « Testing of low-voltage motor turn insulation intended for pulse-width modulated applications ». *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*. Volume 7, Issue 6, pp. 783 – 789.
- [49] Ken Kimura, 1993. « Progress of Insulation Ageing and Diagnostic of High Voltage Rotating Machine Winding in Japan ». *IEEE Electrical Insulation Magazine*. Vol. 9, pp. 702-714.
- [50] Agarwal, al., 1995. « The Mysteries of Multifactor Ageing ». *IEEE Electrical Insulation Magazine*. Vol. 11, pp. 37-43.
- [51] J. W. Mackersie, 2000. « Ageing of Composite Machine Insulation with a Non-Linear Response ». *Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena*. (Victoria BC, Canada 2000), pp. 756-759.
- [52] L. M. RUX, 1996. « Ramped High Voltage DC Testing of Large Rotating Machine Stator Windings ». *Proceedings of the Sixty-Third Annual International Conference of Doble Clients*. pp. 7-8.1 to 8.8.
- [53] Bureau of Reclamation, 1991. *Testing Solid Insulation of Electrical Equipment*. Facilities Instructions, Standards & Techniques, Vol. 3-1, Denver, Colorado.
- [54] Hepburn, D.M., et al, 2000. « Mica ». *IEEE Electrical Insulation Magazine*. Vol. 16, No. 5, pp. 19-24.
- [55] C. Hudon, M. Bélec, C. Gueddemi, S. Lamothe, S. and D.N. Nguyen, 2002. « Restoration of Groundwall Armor of Stator bars exposed to slot discharges ». *Conference recorded of the 2002 IEEE International Symposium on Electrical Insulation*. (Boston, MA USA, April 7-10, 2002), pp 497-501.
- [56] Deer, W.A., Howie, R. A. and Zussman, J., 1966. « An Introduction to the Rock forming minerals ». *Wiley, New York*, 1st edition, pp. 191-210.
- [57] Roberts, F.L., et al, 1991. « Hot Mix Asphalt Materials, Mixture, Design, and Construction ». *NAPA Education Foundation*, pp. 70-84, Maryland.
- [58] Freemantle, M., 1999. *Asphalt*. Chemical & Engineering News, CENEAR Vol. 77, n° 47, p. 81.

- [59] R. Sillars, 1973. *Electrical Insulating Materials and Their Application*. Institution of Electrical Engineer, Peter Peregrinus Ltd. pp. 180-191, Stevenage, England.
- [60] R. Bartnikas and R. M. Eichorn 1983. *Electrical Properties of solid Insulating Materials: molecular Structure and Electrical Behavior*. ASTM Special Technical Publication 783, Engineering Dialectical, Volume IIA, pp 239-354.
- [61] Shugg, W.T., 1995. Handbook of Electrical and Electronic Insulating Materials. *IEEE Press*, New York, NY, pg. 183, 1995.
- [62] Helgeson Anders, 2000. « Analysis of Dielectric Response Measurement Methods and Dielectric Properties of Resin Rich Insulation During Processing ». Thèse de Royal Institute of Technology (KTH), Suède, 221p.
- [63] Y.J. Kim, J.K. Nelson, 1992. « *Assessment of Deterioration in Epoxy/Mica Machine Insulation* ». IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, Vol. 27 (5), pp. 1026-1039.
- [64] ANSI/IEEE Std 433-2009. IEEE Recommended Practice for Insulation Testing of Large AC Rotating Machinery with High-Voltage at Very Low Frequency. Institute of Electrical and Electronics Engineers, 30p.
- [65] W. Ziomek, W. Mosciacka-Grzesiak, 1996. « Assessment of the state of Mica-Reinsulation using PD Charge Analysis and Dielectric Loss Measurements ». *Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena*. (San Francisco, USA 1996), pp 492-495.
- [66] A. Contin, al., 1996. « Diagnostic of HV Stator Bar Insulation in the Presence of Multi Partial Discharge Phenomena ». *Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena*. (San Francisco, USA 1996), pp. 448-491.
- [67] M. Tari et al, 2002. « Impacts on turbine Generator Design by the Application of Increased Thermal Conducting Stator Insulation ». *Conseil International des Grands Réseaux Électriques*, CIGRÉ. (Paris August 2002), Paper 11-105.
- [68] S. A. Higgins, J. P. Reynders, 1999. « Experience with insulation condition monitoring on a 1050 MW Generator ». *11th International Symposium on High Voltage Engineering*. (London, United Kingdom 1999), pp. 5.352.5.
- [69] Wetzer, al., 2000. « Diagnostic and condition Assessment – Techniques for Condition Based Maintenance ». *Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena*. (Victoria BC, Canada 2000), pp. 47-50.

- [70] A. Jeffery, 2002. *Advanced Engineering Mathematics*. Harcourt/Academic Press. 1st Edition, 1160p.
- [71] G. Baillargeon, 1996. *Méthodes Statistiques De L'ingénieur*. Les éditions SMG volume 2, 274p.
- [72] J. A. Nurse, 1998. « Evaluation of Impregnation Resins for Large High Voltage Rotating Electrical Machines ». In *Proceedings of INSUCON/ISOTEC 98 – The 8th BEAMA International Electrical Insulation Conference and Exhibition*. (Harrogate, May 12-14, 1998), pp. 10-19.
- [73] E. David, L. Lamarre, D.N. Nguyen, 2002. « The Use of Time Domain Spectroscopy as a Diagnostic Tool for Rotating Machine Windings ». *Conference Record of the 2002 IEEE International Symposium on Electrical Insulation (ISEI)*, (Boston USA 2002) p. 506-510.
- [74] E. David, L. Lamarre, D.N. Nguyen, 2004. « Low-Frequency Dielectric Response of Asphalt Bonded Insulation ». *Proceedings of the 8th International Conference on Conduction and Breakdown in Solids Dielectrics (ICSD)*, (Toulouse, France 2004), pp. 497-500.
- [75] E. David, R. Taghizad, L. Lamarre, D.N. Nguyen, 2003. « Investigation on the Low Frequency Dielectric Response of Groundwall Insulation of Rotating Machine Windings ». *2003 Annual Report of the IEEE Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena (CEIDP)*. (Albuquerque, USA 2003), pp. 157-160.
- [76] E. David, R. Soltani, L. Lamarre, 2010. « PDC Measurements to Assess Machine Insulation ». *IEEE Transaction on Dielectrics and Electrical Insulation*. Vol. 17, p. 1461-1469.
- [77] E. David, L. Lamarre, D.N. Nguyen, 2005. « Influence of raise time on the dielectric Parameters extracted from the time domain spectroscopy ». *IEEE Transaction on Dielectrics and Electrical Insulation*. Vol. 12, pp. 423-428.
- [78] Eric Eastment, USBR and Bert Milano, Consultant, 2008. *39 years of ramp DC testing hydro-generator stator windings test results and interpretations*. EPRI Generator Predictive Maintenance Workshop. 42p.
- [79] S. Bernier, N. Amyot, E. David, B. Navarrete, H. Provencher, 2010. « Modeling Ramped Test Results on Single Stator Bars ». *2010 IEEE International Symposium on Electric Insulation (ISEI)*, San Diego, USA, 2010.
- [80] Fondation d'entreprises ALCEN pour connaissance des énergies. En ligne <http://www.connaissancedesenergies.org/> Consulté le 12 Avril 2014.

- [81] N. Taylor, 2010. « Dielectric Response and Partial discharge Measurements on Stator Insulation at Varied Low Frequency ». Doctoral Thesis, Stockholm, Sweden, 283p.
- [82] M. Mori, 1958. « Experimental Study and Rational Planning of Insulation Coating to Suppress the Corona Appearance on the Coil Surface ». *Proc. Of the Fujihara Memorial Faculty of Engineering*. (Kelo University, Tokyo 1958), Vol. 11, n° 41, page 1-7.
- [83] L. Donzel, F. Greuter et T. Christen, 2011. « Nonlinear Resistive Electric Field Grading Part 2: Materials and Applications ». *IEEE Electrical Insulation Magazine*. Vol. 27, n°2, p. 18-29.
- [84] Donzel, L., F. Greuter et T. Christen, 2010. « Nonlinear Resistive Electric Field Grading Part 1: Theory and Simulation ». *IEEE Electrical Insulation Magazine*. (November-December 2010), Vol. 26, n°6, p. 47-59.
- [85] R. Goffaux, M. Krecke, 1994. *Contribution à l'étude des propriétés électriques des vernis anti-effluves pour machines haute tension à courant alternatif*. Revue AIM de Lièges, n°1-2, pp.17-38.
- [86] G. Lupo, G. Miano, V. Tucci and M. Vitelli, 1996. « Field distribution in cable terminations from a quasi-static approximation of the Maxwell equations ». *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.* Vol. 3, pp. 399-409.
- [87] R. Goffaux, B. Comte, M. Cottet, B. Fruth, 2000. « Quality assurance of generator and motor insulation system ». *International Symposium on Electrical Insulation (ISEI)*. pp. 512–515.
- [88] A. Kelen, 1967. *On the theory of non-linear resistive field grading coatings on insulating surfaces*. *Elteknik*, 6:109–112.
- [89] C. Pinto, 1998. « A generalized approach for the study of the nonlinear behavior of stator winding insulation ». *International Conference on Conduction and Breakdown in Solid Dielectrics (ICSD)*. pp. 528–532.
- [90] Marc-Antoine André, 2012. « Performance de l'isolation moderne des barres d'alternateurs sous contraintes environnementales et évaluation de la qualité des revêtements anti-effluves ». Mémoire pour l'obtention du diplôme de Maitrise, École de technologie supérieure, 131p.
- [91] E. David, L. Lamarre, C. Guddemi, D. Lalancette, 2006. *Rapport sur les essais de laboratoire sur les systèmes d'isolation modernes des enroulements statoriques : mesures dans le domaine du temps et des fréquences*. « Rapport technique interne IREQ », Institut de Recherche d'Hydro-Québec, 64p.

- [92] E. David, C. Guddemi, L. Lamarre, 2004. *Rapport sur les essais de laboratoire ITERG-10 kV*. « Rapport technique interne IREQ », Institut de Recherche d'Hydro Québec, 58p.
- [93] B. Milano, E. Eastment, B. Weeks, 2009. « New Insights and Complications in Determining Generator Stator Insulation Absorption Current Exponents and Constants from Polarization Index Test Data ». *IEEE, Electrical Insulation Conference*. (Montreal, Canada, May 31 - June 3 2009), page: 254-258.
- [94] T. Klamt and S. Noel, 2008. « Influence of Stress-Grading Systems on Insulation Resistance and Polarization Index ». *IEEE International Symposium on Electrical Insulation ISEI*. (Vancouver, Canada, June 9-12 2008), page 235-238.
- [95] H. C. Marcroft, 1952. « Field Studies of Generator Windings ». *IEEE, Power Apparatus and Systems, Part III. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*. Vol 71, page: 822-829.
- [96] Rux, L. and S. Grzybowski, 2000. « Evaluation of delaminated high-voltage rotating machine stator winding groundwall insulation ». *Conference Record of the 2000 IEEE International Symposium on Electrical Insulation ISEI*. (Anaheim, CA, USA April 02-05 2000) page 520-523.
- [97] S. Bernier, 2010. « Étude de la réponse diélectrique provenant d'essais de montée en tension progressive sur les enroulements statoriques de grande machine tournantes ». Projet de stage dans le cadre d'une maîtrise, École de Technologie Supérieure, 39p.
- [98] C. Hudon, M. Belec, 2005. « Partial Discharge Signal Interpretation for Generator diagnostics ». *Dielectrics and Electrical Insulation, IEEE Transactions*. Volume 12, issue 2, pp. 297-319.
- [99] Conley, D. J., N. Frost, 2005. « Fundamentals of semi-conductive systems for high voltage stress grading ». *IEEE Electrical Insulation Conference and Electrical Manufacturing Exp.* (Indianapolis, October 2005), pp. 89-92.
- [100] C. Vanga-Bouanga, T.F. Heid, E. David, M.F. Fréchette, S. Savoie, 2013. « Tailoring of the Electrical Properties of Silicon Carbide for Field Grading Application ». *IEEE Electrical Insulation Conference*. (Ottawa, Ontario, Canada June 2-5 2013), pp. 263-266.